

3451-1044

Sonderforschungsbereich 148

- Brandverhalten von Bauteilen -

Technische Universität Braunschweig

Arbeitsbericht 1975/77

k



Teil II: Projektbereich B  
Projektbereich C

Braunschweig, im Juli 1977

Teil II

Seite

4. Projektbereich B - Baustoffe

- 4.1. Allgemeine Angaben zum Projektbereich B . . . . . B - Seite 1
- 4.2. Teilprojekt B 2 - Festigkeitsveränderungen  
von Beton bei Feuerangriff . . . . . B 2
- 4.3. Teilprojekt B 3 - Hochtemperaturverhalten  
von Festbeton . . . . . B 3
- 4.4. Teilprojekt B 4 - Verformungsverhalten von Beton-  
und Spannstählen bei hohen Temperaturen . . . . . B 4

5. Projektbereich C - Wärmetechnik

- 5.1. Allgemeine Angaben zum Projektbereich C . . . . . C - Seite 1
- 5.2. Teilprojekt C 1 - Die Feuerwiderstandsdauer von  
Bauteilen bei natürlichen Bränden; Zusammenhänge  
zwischen natürlichen Bränden und dem Normbrand . C 1
- 5.3. Teilprojekt C 2 - Instationäre Wärmeleitung un-  
ter Berücksichtigung von Wärmesenken und  
-quellen in Betonen unter Brandeinwirkung,  
unter besonderer Berücksichtigung der Entsäue-  
rung von Kalksteinzuschlag . . . . . C 2

Sonderforschungsbereich 148

- Brandverhalten von Bauteilen -

Projektbereich B - Baustoffe

### Beschreibung des Projektbereichs

Im Projektbereich B sind 3 Teilprojekte zusammengefaßt, die sich in jeweils spezialisierter Weise mit der Untersuchung des Festigkeits- und Verformungsverhaltens von Beton- und Spannstahl, Zementstein und Betonzuschlag und von einfachen Kombinationen dieser Ausgangsbaustoffe unter zeitabhängiger mechanischer und thermischer Beanspruchung befassen. Das Teilprojekt B 2, in dem unter anderem eine Klärung der Rolle des Zuschlags bei den beobachteten Festigkeitsveränderungen von Beton bei Feuerangriff angestrebt wurde, ist während des Berichtszeitraums ausgelaufen. Für den kommenden Forschungsabschnitt wird - wie jedoch bereits im Jahresbericht 1973/74 angekündigt - jedoch ein neues Teilprojekt (B 5) beantragt. Gegenstand der Untersuchungen in B 5 sollen die temperaturabhängigen Veränderungen des Verbundverhaltens von Beton- und Spannstählen sein. In Verbindung mit den Teilprojekten B 3 "Hochtemperaturverhalten von Festbeton" und B 4 "Verformungsverhalten von Beton- und Spannstählen bei hohen Temperaturen" können damit die wesentlichen, die Konstruktionsbaustoffe betreffenden Fragestellungen abgedeckt werden. Während in den einzelnen Teilprojekten, bedingt durch die Themenstellung, unterschiedliche Untersuchungsmethoden angewendet werden, ergibt sich eine projekt-übergreifende Verbindung durch die gemeinsamen Ziele, die im Projektbereich B als vorrangig angesehen werden:

- eine intensive Analyse der physikochemischen Ursachen für den Festigkeitsverlust von Beton bei zunehmenden Temperaturen,
- die Entwicklung von Modellen und theoretischen Ansätzen für das Verformungs- und Bruchverhalten von Beton,
- die damit ursächlich verknüpften Probleme der Rißausbreitung und inneren Reibung von Beton,
- die entsprechenden, aber den genannten Verhaltensweisen vergleichbaren Eigenschaften von Stahl und
- neu hinzutretend die Frage des Verbundes, d. h. also der Grenzflächen- bzw. Haftflächenkräfte in Verbundwerkstoffen im globalen Sinn.

Die Ergebnisse sowohl der experimentellen als auch der theoretischen Untersuchungen werden als notwendige Materialkennwerte für die Weiterverarbeitung in den Projektbereichen A und D aufbereitet.



B 2

Sonderforschungsbereich 148

- Brandverhalten von Bauteilen -

Teilprojekt B 2 - Festigkeitsveränderungen von Beton bei  
Feuerangriff

- abschließender Kurzbericht -

Beteiligte Wissenschaftler: Dr.-Ing. F. Djamous

Dr.-Ing. J. Neisecke

Dipl.-Min. W. Schwick

Prof. Dr.-Ing. habil. N.V. Waubke

Bezug: Förderungsantrag 1974, S. 68 - 82

Im ersten Antrag auf Förderung des SFB 148 (vom Februar 1972) für den Zeitraum 1972 - 1974 wurde ein Teilprojekt E "Festigkeitsveränderungen von Beton bei Feuerangriff" mitbeantragt, dessen Ziel in erster Linie die Analyse der physikalischen und chemischen Gründe für den Festigkeitsverlust bauüblicher Konstruktionsbetone sein sollte: Bereits seit geraumer Zeit am Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau laufende Arbeiten mit gleichem oder ähnlichem Ziel, deren Ergebnisse bis dato in [ 1 ] und [ 2 ] niedergelegt waren, sollten fortgesetzt, verfeinert und erweitert werden, wobei insbesondere der Rolle der Teilphasen "Zuschlag" und "Verbundfläche Zementstein/Zuschlag" nachgegangen werden sollte. Antragsgemäß sollte dieses Teilprojekt - im Verbund mit den Teilprojekten D (später B 1) und F (später B 3), die sich mit der Rolle des Zementsteins bzw. mit dem Verformungsverhalten der Betone im Feuer beschäftigen - zu einem geschlossenen Modell des Betonverhaltens im Brandfalle führen.

Ergebnisse der Arbeit in diesem Teilprojekt während des ersten Bewilligungszeitraums sind unter anderem in [ 3 ] und in [ 4 ] niedergelegt, im übrigen in Form eines kurzen Zwischenberichtes aus Anlaß des Weiterförderungsantrages für den Zeitraum 1975 - 1977 (vom April 1974) mitgeteilt. Aufbauend auf diesen Ergebnissen sollte das nunmehr unter gleichem Titel, aber mit der Bezeichnung B 2 weitergeführte Teilprojekt sich zunächst intensiviert der inzwischen als in vielen Fällen entscheidend erkannten Rolle der nicht temperaturstabilen Betonzuschläge zuwenden, die Vorgänge bei und als Folge ihrer Zerstörung analysieren und die Bedeutung der gefundenen Ergebnisse anhand der Häufigkeit der kritischen Zuschlagarten in den natürlichen Vorkommen bewerten. Diese Untersuchungen sollten gezielt die physikalisch-chemische Situation des allseitig von

Zementstein umhüllten, mehr oder minder weit von der Betonoberfläche entfernten Zuschlagkorns einbeziehen. Fernziel dieser und der parallel weitergeführten Arbeiten der übrigen Teilprojekte des Baustoffbereiches sollte die Formulierung eines Modelles für "Bruchausgang und Rißfortpflanzung in erhitzten Betonen" sein.

Das Teilprojekt wurde - mit eingeschränkter Aufgabenstellung und Finanzierung - von der DFG weitergefördert, wobei die Beschränkungen auch daraus resultierten, daß der ursprüngliche Projektleiter zwischenzeitlich einem Ruf an die Hochschule der Bundeswehr München gefolgt war. Dennoch konnte das für den Zeitraum bis 1977 gesetzte Ziel, die Analyse der Zuschlagrolle, für vier wichtige Betonzuschläge des norddeutschen Raumes - nämlich Flint, Buntsandstein, Opalsandstein und Limonit - sowie für den im süddeutschen Raum dominierenden Kalkstein weitgehend erreicht werden: Die Vorgänge bei der Zerstörung dieser Betonbausteine und der daraus resultierenden Rißbildung bzw. Betonzerplatzung sowie die anteilige Häufigkeit dieser Gesteinsarten in den für Bauzwecke ausgebeuteten Kiesvorkommen des ostniedersächsischen Raumes sind in [ 5 ] ausführlich beschrieben. Darüberhinaus wurde auch der für temperaturbeanspruchte Reaktorschilde interessante Schwerspat in diese Untersuchungen in Braunschweig einbezogen; auch das Verhalten dieses Minerals wurde, mit wesentlichen Befunden, analysiert - und die Ergebnisse sind insoweit ebenfalls in [ 5 ] niedergelegt. Vervollständigt werden diese Befunde in Kürze durch die Veröffentlichung einer parallel dazu vom früheren Projektleiter an der Hochschule der Bundeswehr München durchgeführten, umfangreichen Studie [ 6 ].

Schließlich wurde auch die Aufstellung eines geeigneten Modelles für das Verformungs- und Versagensverhalten von Beton im Feuer in Angriff genommen; soweit sich dies - obwohl ohne Förderung durch die DFG - der frühere Projektleiter zum Nahziel gesetzt hatte, werden ein brauchbares Modell der Restfestigkeit temperaturgeschädigter Betone auf haufwerkstheoretischer Basis und Vorschläge zur Erweiterung dieses Modells auch für weitergehende Anwendungen in Kürze publiziert werden [ 7 ].

Eine Fortführung des Teilprojektes B2 im Rahmen des SFB 148 ist nicht vorgesehen. Teilaspekte werden naturgemäß vom Teilprojekt B 3 weiterverfolgt. Im übrigen hat das Laboratorium für Baustoffkunde und Bauphysik der Hochschule der Bundeswehr München zwischenzeitlich weitere Studien zur physikalisch-chemischen Seite des Problems in Angriff genommen. Die Ausstattung dieses Laboratoriums mit Hoch- und Tieftemperatur-DTA und -TG sowie mit Hochtemperatur-Röntgendiffraktometer, Röntgenfluoreszenzanalyse und Cambridge-Rasterelektronenmikroskop entspricht in diesem Punkt den Anforderungen. Die guten Kontakte zwischen dem SFB 148 und diesem Laboratorium stellen sicher, daß in München durchgeführte Untersuchungen dem SFB laufend und vollständig mitgeteilt werden.

Berichte - Veröffentlichungen

1. Waubke, N.V.                      Über einen physikalischen Gesichtspunkt  
der Festigkeitsverluste von Portland-  
zementbetonen bei Temperaturen bis  
1000°C  
Habilitationsschrift TU Braunschweig, 1973
  
2. Kordina, K., und  
N.V. Waubke                      Ein Beitrag zur Frage der mechanischen  
Eigenschaften von Schwerbeton bei hohen  
Temperaturen  
Materialprüfung 14 (1972), S. 239 - 242
  
3. Schneider, U.                      Zur Kinetik festigkeitsmindernder Reaktionen  
in Normalbeton bei hohen Temperaturen  
Dissertation TU Braunschweig, 1973
  
4. Waubke, N.V., und  
Schneider, U.                      Über das Auftreten von Zugspannungen in  
Konstruktionsbetonen infolge schneller  
Wasserdampfströmungen  
Schriftenreihe des SFB 148, Heft 2,  
S. 157 - 168, Braunschweig 1973
  
5. Djamous, F.                      Thermische Zerstörung natürlicher Zuschlag-  
stoffe im Beton  
Dissertation TU Braunschweig, 1977
  
6. Waubke, N.V., und  
H.-E. Dolle                      Untersuchungen zur Eignung verschiedener  
natürlicher Baryte als Zuschlag für  
Schwerbetone  
im Druck
  
7. Weiß, R.                      Ein haufwerkstheoretisches Modell der Rest-  
festigkeit geschädigter Betone  
Dissertationsschrift TU Braunschweig,  
in Vorbereitung

Finanzielle Förderung des Teilprojektes B 2

Haushaltsjahr	Personalkosten	sächliche Verwaltungsausgaben	Investi- tionen	Summe
1973	67.153,46	1.256,60	-	68.410,06
1974	93.584,72	32.601,25	-	126.185,97
1975	114.194,69	7.825,29	-	122.019,98
1976	51.300,80	3.182,45	-	54.483,25
insgesamt	326.233,67	44.865,59	-	371.099,26

Sonderforschungsbereich 148  
- Brandverhalten von Bauteilen -

Teilprojekt B 3 - Hochtemperaturverhalten von Festbeton

beteiligte Wissenschaftler: Akad. Oberrat Dr.-Ing. U. Schneider  
Dipl.-Phys. U. Diederichs  
Dipl.-Phys. R. Weiß

Arbeitsbericht für den Zeitraum: 1975 - 1977

Bezug: Förderungsantrag 1974, S. 83 - 95  
1977, S. 91 - 112

Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Aufgabenstellung und Ziele des Teilprojekts B 3 . . . . .	B 3 - 3
2. Thermoanalytische Untersuchungen zur Bestimmung kritischer Temperaturbereiche von Konstruktionsbetonen . . . . .	B 3 - 5
2.1. Vorbemerkungen . . . . .	B 3 - 5
2.2. Untersuchungsmethoden . . . . .	B 3 - 6
2.2.1. Thermogravimetrische Messungen . . . . .	B 3 - 6
2.2.2. Differentialthermoanalyse . . . . .	B 3 - 8
2.2.3. Dilatometrische Messungen . . . . .	B 3 - 9
2.3. Untersuchungsergebnisse . . . . .	B 3 - 10
2.3.1. Untersuchungsziele . . . . .	B 3 - 10
2.3.2. Einfluß der Versuchsparameter auf den thermisch bedingten Gewichtsverlust von Festbeton . . . . .	B 3 - 11
2.3.2.1. Vorbemerkungen . . . . .	B 3 - 11
2.3.2.2. Aufheizgeschwindigkeit . . . . .	B 3 - 11
2.3.2.3. Probenaufbereitung . . . . .	B 3 - 15
2.3.2.4. Druckabhängigkeit . . . . .	B 3 - 21
2.3.3. Thermische Zersetzung verschiedener Betone und Zuschläge . . . . .	B 3 - 25
2.3.4. Wärmetönung und Zersetzungs- und Umwandlungsreaktionen in Konstruktionsbetonen . . . . .	B 3 - 27
2.3.5. Thermische Dehnung verschiedener Betone und Zuschläge . . . . .	B 3 - 32
3. Auswirkungen thermomechanischer Beanspruchungen auf das Festigkeitsverhalten von Betonen . . . . .	B 3 - 35
3.1. Mechanisch-technologische Untersuchungen . . . . .	B 3 - 35
3.2. Mischungsaufbau und Eigenschaften der untersuchten Betone . . . . .	B 3 - 37
3.3. Untersuchungsergebnisse zum Verformungs- und Relaxationsverhalten . . . . .	B 3 - 41
3.3.1. Einfluß der Aufheizgeschwindigkeit . . . . .	B 3 - 41
3.3.2. Einfluß des Zementgehalts . . . . .	B 3 - 43
3.3.3. Einfluß der Betonart . . . . .	B 3 - 48
3.4. Untersuchungen zum Hochtemperaturkriechen von Normalbeton . . . . .	B 3 - 54
3.5. Untersuchungen über das Festigkeitsverhalten von Normal- und Leichtbetonen . . . . .	B 3 - 62



4. Über die Veränderung der Betonstruktur infolge thermo- mechanischer Beanspruchung . . . . .	B 3 - 73
4.1. Theoretische Überlegungen . . . . .	B 3 - 73
4.2. Strukturuntersuchungen mit Hilfe der Stickstoffad- sorption . . . . .	B 3 - 76
4.2.1. Vorbemerkung . . . . .	B 3 - 76
4.2.2. Durchführung und Auswertung der Experimente .	B 3 - 77
5. Formulierung von Materialgleichungen zur Beschreibung des Hochtemperaturverhaltens . . . . .	B 3 - 83
5.1. Rheologische Beziehungen . . . . .	B 3 - 83
5.2. Analytische Beziehungen . . . . .	B 3 - 86
6. Ausblick . . . . .	B 3 - 90
7. Literaturverzeichnis . . . . .	B 3 - 91
8. Dokumentation der Veröffentlichungen . . . . .	B 3 - 93

## 1. Aufgabenstellung und Ziele des Teilprojekts B3

Beton ist ein heterogener Werkstoff, der sich aus mehreren Phasen und Komponenten zusammensetzt. Aufgrund seines heterogenen Aufbaus ist es schwierig, die aus der Kontinuumsmechanik entlehnten Begriffe für die Phänomene der zeitabhängigen Verformung unter konstanter Last und des zeitabhängigen Abfalls der inneren Spannungen bei festgehaltener Verformung - Kriechen und Relaxation - auf seine spezifische Verhaltensweise unter mechanischer Beanspruchung zu übertragen. Eine besonders komplexe Form zeitabhängiger Verformungsprozesse ergibt sich in gleichzeitig instationär erwärmten und mechanisch beanspruchten Betonquerschnitten. Die Untersuchung derartiger thermomechanischer Beanspruchungen in Stahlbetonbauteilen bzw. im Betongrundmaterial ist Gegenstand des Teilprojekts B3.

Ein Ausgangspunkt der Arbeiten ist die allgemeine Beobachtung, daß Stahlbetonbauteile unter Feuerangriff sukzessive an Festigkeit verlieren, was sich in einer fortschreitenden Erweichung der Querschnitte und damit verknüpft einer kontinuierlich anwachsenden Deformation der Bauteile äußert. Dabei sind zum Teil Verformungen möglich, die ein Vielfaches der bei Raumtemperatur üblichen Werte betragen. Die thermisch bedingte Festigkeitsminderung des Betons ist somit u.U. ein entscheidendes Kriterium für das Versagen von Stahlbetonkonstruktionen unter Temperatureinwirkung und muß deshalb systematisch untersucht werden.

Als übergeordnetes Untersuchungsziel des Teilprojekts ist die Frage nach den Ursachen der erwähnten thermischen Festigkeitsminderung des Betons zu sehen, die naturgemäß in eine Reihe strukturbezogener, thermoanalytischer Untersuchungen einmünden muß. Besonders vorteilhaft hat sich in diesem Zusammenhang die Anwendung der klassischen Verfahren der Thermoanalyse - Thermogravimetrie und Differentialthermoanalyse - erwiesen. Ergänzend dazu werden die bekannten Methoden der Oberflächenbestimmung in mikroporösen Festkörpern angewendet. In diesem wichtigen Arbeitsbereich des Teilprojekts sind bereits jetzt schon einige bedeutende Ergebnisse erzielt worden, so daß sich thematisch die Einrichtung eines größeren Kapitels in dem vorliegenden Arbeitsbericht anbot.

Die mechanisch-technologisch orientierten Untersuchungen dieses Teilprojekts haben demgegenüber zum Ziel, zeitabhängige Festigkeitsminderungs- und Verformungsprozesse an thermisch beanspruchten Betonproben zu studieren und zu quantifizieren. Entsprechend dieser Zielvorstellung ist dabei vorzugsweise eine phänomenologische Betrachtungsweise erforderlich, die sich zwangsläufig an einer Vielzahl von Einzelexperimenten anlehnen muß. Hochtemperaturuntersuchungen - insbesondere Festigkeits- und Verformungsmessungen an praxisgerecht hergestellten Betonproben - stehen somit im Mittelpunkt dieses Arbeitsgebietes. Dazu stehen eigens zu diesem Zweck entwickelte Prüfanlagen (seit Sommer 1977 zwei) zur Verfügung, so daß eine große Zahl unterschiedlicher Untersuchungsmethoden zur Anwendung kommen kann. Im 3. Abschnitt dieses Berichts wird über die bisher erzielten Ergebnisse berichtet.

Ein weiteres Ziel des Teilprojekts ist schließlich die theoretische Deutung der beobachteten Phänomene. Dazu werden sowohl strukturmechanische als auch rheologische Studien durchgeführt. Das Fernziel dieser Arbeiten ist eine möglichst umfassende Beschreibung des Temperaturverhaltens von Beton. Im Hinblick auf eine ingenieurmäßige Behandlung des Temperaturproblems in Stahl- und Spannbetonbauteilen sind diese Arbeiten von größter Wichtigkeit, weil rechnerische Untersuchungen an Stahlbetonbauteilen nur mit Hilfe analytischer, temperaturabhängiger Materialgleichungen - z.B. über das Festigkeits- und Verformungsverhalten von Beton - durchgeführt werden können. Über die ersten Ergebnisse aus diesem Arbeitsgebiet wird in den Abschnitten 4 und 5 berichtet.

## 2. Thermoanalytische Untersuchungen zur Bestimmung kritischer Temperaturbereiche von Konstruktionsbetonen

### 2.1. Vorbemerkungen

Thermische Beanspruchungen zementgebundener Betone führen i.a. zu einer deutlichen Festigkeitsminderung des Materials und damit zu nicht mehr vernachlässigbaren Veränderungen seiner mechanischen Eigenschaften. Diese Veränderungen lassen sich beispielsweise durch Bestimmung der Hochtemperaturfestigkeit nachweisen. Ergebnisse aus der Literatur sowie eigene Untersuchungen bezüglich der Hochtemperaturfestigkeit von Normalbetonen auf Portlandzementbasis zeigen übereinstimmend, daß der Festigkeitsabfall von Beton pro Grad Temperaturerhöhung im unteren Temperaturbereich nur gering ist; er steigt dann sehr schnell an, nimmt bei relativ hohen Temperaturen schließlich jedoch wieder kleinere Werte an.

Es stellt sich nun die Frage, wie sich die Entfestigung des Betons erklären läßt, bzw. welche Ursachen als entscheidend für die Festigkeitsminderungen anzusehen sind. Eine plausible, aber letztlich nicht ganz zutreffende Erklärung, die hierfür häufig gegeben wird, ist die Annahme einer Gefügeschädigung infolge unterschiedlicher thermischer Ausdehnungskoeffizienten des Zuschlags und der Zementsteinmatrix. Daß ein derartiger Einfluß in der Tat vorhanden ist, konnte anhand von Spannungsberechnungen an Mehrstoffmodellen gezeigt werden / 1 /. Allerdings läßt sich der quasi rampenförmige Verlauf des Festigkeitsabbaus - der bei sehr großer Dichte der Meßwerte sogar einige diskrete Stufen aufweist - durch derartige Modelle theoretisch nicht zufriedenstellend begründen. Als Ursache der Entfestigung des Betons kommen daher noch andere Einflüsse in Betracht.

Eigene Untersuchungen haben ergeben, daß neben den Inkompatibilitätseffekten die Änderung der mechanischen Eigenschaften von Normalbetonen bei hohen Temperaturen im wesentlichen auf der Wirkung physikalischer bzw. chemischer Umwandlungen und Reaktionen beruht. Bei einer thermischen Beanspruchung portlandzementgebundener Betone laufen nämlich in der Bindemittel- und Zuschlagphase eine ganze Reihe von Umwandlungen und Reaktionen ab, die im Material zu einschneidenden Strukturänderungen und damit

verknüpft zu entscheidenden Veränderungen der mechanischen Eigenschaften führen. Es handelt sich dabei, abgesehen von den vornehmlich im Zuschlagsgestein auftretenden Kristallumwandlungen, hauptsächlich um Abbaureaktionen, d.h. der Reaktionsablauf ist durch einen Gewichtsverlust gekennzeichnet. Diese Abbaureaktionen laufen vorzugsweise im Zementstein, entsprechend der vorliegenden Gesteinsart aber auch im Betonzuschlag ab, wobei Entwässerungs-, Dehydratations- und Dekarbonatisierungsreaktionen im Vordergrund stehen.

## 2.2. Untersuchungsmethoden

### 2.2.1. Thermogravimetrische Messungen

Zur Beurteilung des Verhaltens von Festbetonen unter Temperatureinwirkung ist die Kenntnis des quantitativen Verlaufs der Abbaureaktionen von Bedeutung. Für entsprechende Untersuchungen steht dem SFB eine als Sonderanfertigung von der Fa. Linseis (Selb) gebaute Großthermowaage zur Verfügung, die eine kontinuierliche Registrierung des Gewichtsverlustes bis zu 10 g mit einer Ablesegenauigkeit von 0,05 g erlaubt. Es sind sowohl dynamische Messungen mit verschiedenen konstanten Aufheizgeschwindigkeiten als auch statische Meßprogramme möglich; die erreichbare Maximaltemperatur beträgt 1000°C.

Bisher bekannt gewordene thermogravimetrische Untersuchungen an Betonen oder Zementstein beziehen sich mit Ausnahme der Arbeit von Schneider / 2 / auf pulverisiertes Material und kleine Einwaagen. Es ist umstritten, inwieweit pulverisierte Proben zur Beurteilung der Verhältnisse bei realen Betonen geeignet sind, weil nicht bekannt ist, welche Entwässerungsreaktionen bereits beim Mahlvorgang infolge der Reibungswärme ablaufen.

Proben, die gerade noch als repräsentativ für das Mischsystem Beton gelten können, haben bei einem vorausgesetzten Größtkorndurchmesser von 16 mm ein Gewicht von rund 100 g und können in herkömmlichen Thermoanalysegeräten nicht untersucht werden. Erst die Entwicklung der Großthermowaage für Einwaagen bis 250 g machte diese Untersuchungen möglich. In Abb. 2.1 ist die Waage mit dem angeschlossenen Pumpstand dargestellt.

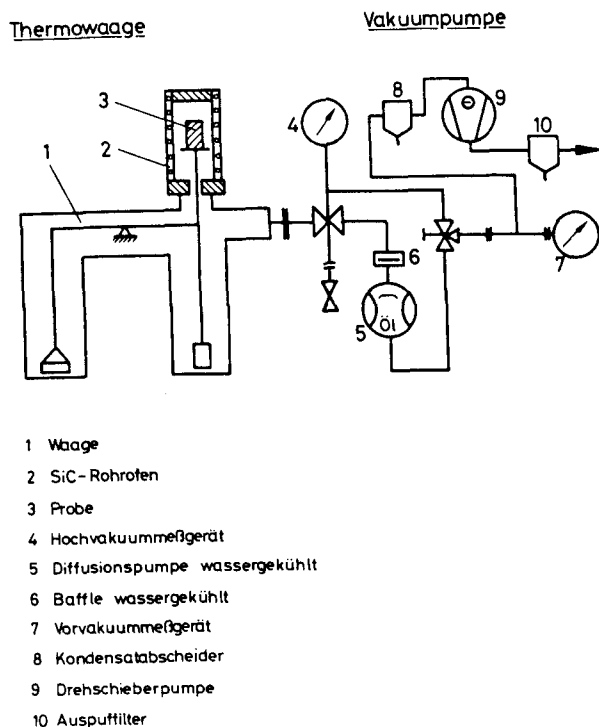


Abb. 2.1:

Aufbau der Großthermo-  
waage für Einwaagen  
bis 250 g

Eine thermisch bedingte Gewichtsänderung der Probe beim Aufheizen bewirkt eine Auslenkung des Waagebalkens, die mit einem induktiven Winkelaufnehmer gemessen wird. Dieses elektrische Signal bewirkt über eine Verstärkerschaltung, daß die Waage elektromagnetisch in die Nähe der Nullage zurückgestellt wird. Der Rückstellstrom ist dabei der Gewichtsänderung der Probe proportional. Die Heizleistung des SiC-Ofens wird durch einen elektronischen Regler und ein Thyristorstellglied geregelt. Die Schaltung ist so ausgelegt, daß eine Abweichung zwischen Regelgröße und Sollwert von 1 K sicher erfaßt und beeinflußt werden kann. Die Registriereinrichtung besteht aus einem Dreilinienschreiber, der Probengewicht und -temperatur sowie den Druck in der Thermowaage kontinuierlich aufzeichnet.

### 2.2.2. Differentialthermoanalyse

Die Differentialthermoanalyse (DTA) hat insbesondere in Verbindung mit gravimetrischen und dilatometrischen Verfahren bei der Untersuchung thermisch bedingter Zersetzungs- und Umwandlungsreaktionen große Bedeutung erlangt. Das Prinzip der DTA (Abb. 2.2) beruht auf der Messung der Temperaturdifferenz zwischen einem Inertmaterial (in diesem Fall  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) und dem pulverisierten Probenmaterial (je ca.  $0,12 \text{ cm}^3$ ) in Abhängigkeit von der Temperatur. Die Registrierung beider Meßgrößen erfolgt kontinuierlich.

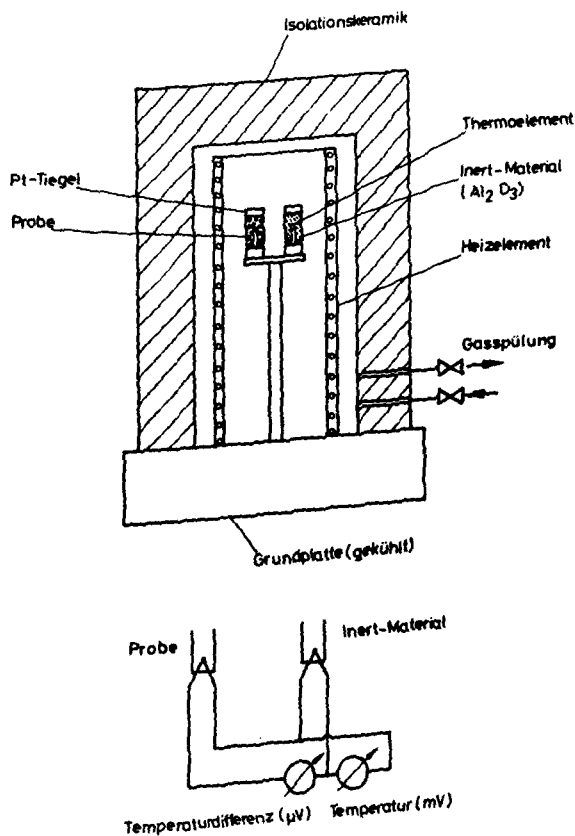


Abb. 2.2:

Prinzip der Differentialthermoanalyse

Für die Aufheizung, die in gleicher Weise wie bei der Thermowaage geregelt wird, sind lineare Aufheizprogramme unter definierten atmosphärischen Bedingungen mit verschiedenen Heizraten möglich. Alle Vorgänge im Probenmaterial, bei denen Wärme abgegeben oder aufgenommen wird (z.B. Aufnahme und Abgabe von gebundenem Wasser, Um- und Rekristallisation,

Phasenänderungen usw.) werden bei der DTA erfaßt und in Form einer Kurve von einem XY-Schreiber aufgezeichnet. Die exothermen und endothermen Reaktionen werden dabei als nach entgegengesetzten Richtungen orientierte Peaks wiedergegeben.

Im allgemeinen erlaubt die DTA nur qualitative Aussagen. Da die Peakfläche eine Funktion der Umwandlungswärme ist, lassen sich aber bei entsprechender Eichung der Apparatur in bestimmten Temperaturbereichen auch quantitative Messungen, z.B. die Bestimmung von Reaktionsenthalpien, durchführen.

### 2.2.3. Dilatometrische Messungen

Das für die Versuche eingesetzte Hochtemperaturdilatometer der Firma Linseis (Abb. 2.3) besteht aus einem Kieselglasmeßsystem und einem regelbaren Ofen. Die Registrierung der Probertemperatur und der Längenänderung erfolgt kontinuierlich mit einem XY-Schreiber. Für die Stromversorgung und die Regelung der Ofentemperatur werden die gleichen Geräte eingesetzt wie bei der DTA, so daß entsprechende Temperaturprogramme realisiert werden können.

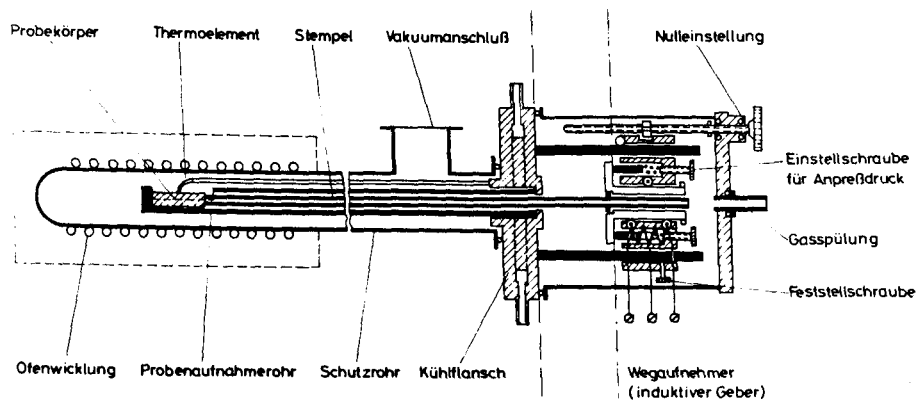


Abb. 2.3: Aufbau des Hochtemperaturdilatometers



Bei Verwendung eines Schutzrohrs - ebenfalls aus Kieselglas - können Versuche im Vakuum und bei definierter Atmosphäre durchgeführt werden. Der Prüfkörper, der maximal eine Länge von 50 mm und einen Durchmesser von 20 mm aufweisen kann, wird so in eine Probenhalterung eingebaut, daß ein Ende sich parallel zur Meßrichtung abstützt. Ein zwischen Kugellagern geführter Abtaststempel aus dem gleichen Material wie das Meßsystem drückt dann mit einstellbarer Federkraft gegen das andere Ende der Probe und überträgt die Längenänderung des Probekörpers auf einen induktiven Wegnehmer, der nach dem Prinzip eines Differential-Transformators arbeitet und ein elektrisches Meßsignal erzeugt, das nach geeigneter Verstärkung registriert wird.

### 2.3. Untersuchungsergebnisse

#### 2.3.1. Untersuchungsziele

Aufgabe der thermoanalytischen Untersuchungen im Rahmen des Teilprojekts B3 ist die Eingrenzung derjenigen Temperaturbereiche, in denen im Festbeton thermisch aktivierte Abbaureaktionen (Zersetzungs- oder Umwandlungsreaktionen) ablaufen, die zu Änderungen der Betonstruktur und damit verbunden zu einer Änderung des Festigkeits- und Verformungsverhaltens führen können. Ausgangspunkt der hier berichteten Untersuchungen sind thermogravimetrische Messungen an kompakten Betonprobekörpern, die aufgrund ihrer Abmessungen gerade noch als repräsentativ für einen Konstruktionsbeton gelten können. Dabei wurde zunächst dem Einfluß der Versuchsparameter auf den quantitativen Verlauf des bei einer dynamischen Temperaturbeanspruchung eintretenden Gewichtsverlusts nachgegangen. Neben einer breit angelegten Versuchsreihe, in der verschiedene Betone und Zuschläge untersucht werden, wird über ein Verfahren berichtet, das quantitative Aussagen über die Aktivierungsenergie thermischer Zersetzungsprozesse im Beton ermöglicht.

Die differentialthermoanalytischen Messungen dienen der Zuordnung der gemessenen Gewichtsverluste zu Reaktionen, die unter Wärmetönung ablaufen und somit insbesondere der Erfassung derjenigen Reaktionen bzw.

Umwandlungen, die nicht mit einem Gewichtsverlust verbunden sind. Messungen des thermischen Ausdehnungsverhaltens von Beton-, Zement- und Zuschlagproben wurden erst gegen Ende des Berichtszeitraumes begonnen, so daß diesbezüglich nur die Ergebnisse erster, orientierender Messungen mitgeteilt werden.

### 2.3.2. Einfluß der Versuchsparameter auf den thermisch bedingten Gewichtsverlust von Festbeton

#### 2.3.2.1. Vorbemerkungen

Für die thermogravimetrischen Untersuchungen an Betonen wurden grundsätzlich Proben verwendet, die in ihrem Mischungsaufbau den für die mechanisch-technologischen Untersuchungen hergestellten Betonzyklindern entsprechen. Ein Teil des Probenmaterials wurde aus diesen Betonzyklindern naß ausgebohrt ( $\varnothing = 3,5$  cm,  $h = 4$  cm) und bis zum Untersuchungszeitpunkt im Klimaraum bei  $20^{\circ}\text{C}$  und 65 % relativer Luftfeuchtigkeit gelagert. Ein anderer Teil - vorwiegend bei den monomineralischen Betonen - wurde in zylindrischen Spezialkunststoffschalungen ( $\varnothing = 5$  cm,  $h = 6$  cm) aus der gleichen Mischung wie die großen Zylinder betoniert und nach dem Ausschalen und anschließender 7-tägiger Wasserlagerung in drei Teile (je 2 cm lang) zersägt. Die Lagerung erfolgte wiederum unter Normalklima und betrug i.a. mehr als ein Jahr.

#### 2.3.2.2. Aufheizgeschwindigkeit

Erste Messungen an Bohrkernen aus Normalbeton galten dem Einfluß der Aufheizgeschwindigkeit auf die thermische Zersetzung. Als Grenzfall der unendlich langsamen, quasistatischen Aufheizung können die durch Konstanthalten der Temperatur ermittelten Meßwerte angesehen werden. Wie Abb. 2.4 zeigt, wird der qualitative Verlauf des temperaturabhängigen Gewichtsverlusts durch eine Veränderung der Aufheizgeschwindigkeit beeinflusst; im wesentlichen findet eine Verschiebung der gemessenen Gewichtsverluste zu höheren Temperaturen statt, wenn die Aufheizgeschwindigkeit gesteigert wird. Diese Verschiebung kann bei Normalbeton und

einer Heizrate von  $10 \text{ K min}^{-1}$  bis zu  $100 \text{ K}$  gegenüber den statisch gemessenen Werten betragen.

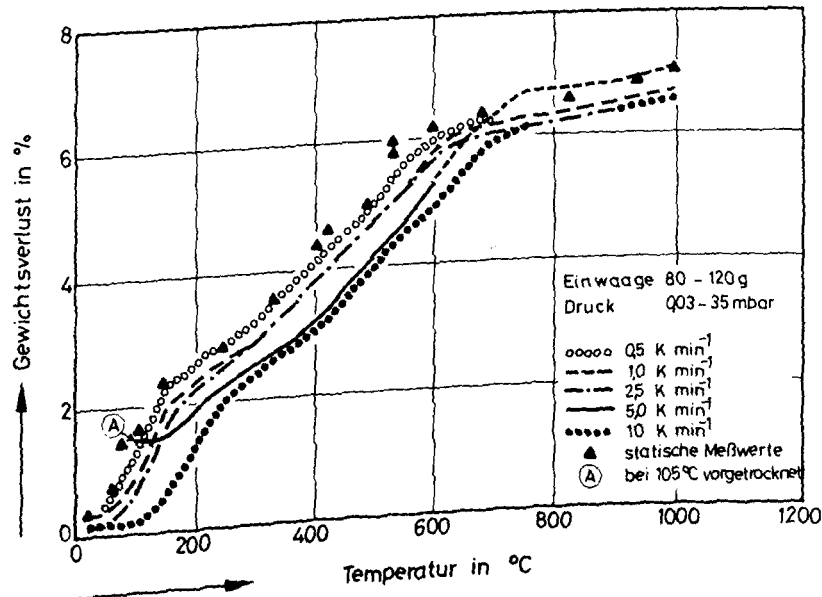
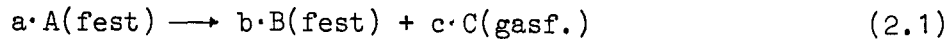


Abb. 2.4: Die thermische Zersetzung von Normalbeton in Abhängigkeit von der Aufheizgeschwindigkeit

Der Grund für die Temperaturdifferenzen bei gleichem Gewichtsverlust ist das Vorhandensein einer Aktivierungsenergie, die für die thermische Zersetzung des Betons aufgewendet werden muß und deren Größe von den Bindungskräften zwischen den Molekülen abhängt. Die Aktivierungsenergien betragen bei Grenzflächenreaktionen ca.  $10 \text{ kcal/mol}$ , bei Dehydratationsvorgängen dagegen bis ca.  $70 \text{ kcal/mol}$ . Eine Kenntnis der Aktivierungsenergien kann somit Hinweise auf die vorliegenden Bindungstypen geben. Darüber hinaus sind u.U. auch Rückschlüsse auf das mechanische Verhalten des Materials möglich. Schneider / 2 / ist es z.B. gelungen, die Festigkeit von Normalbeton bei hohen Temperaturen mit kinetischen bzw. thermodynamischen Parametern zu verknüpfen, so daß unter Annahme betontypischer Bindungsenergien anhand eines einfachen Modells plausible Aussagen über das Hochtemperaturverhalten des Betons gemacht werden konnten.

Die Dehydratation von Beton kann im allgemeinen Fall durch eine Reaktionsgleichung vom Typ



dargestellt werden. Den Reaktionsablauf einer solchen Reaktion beschreibt der Ausdruck:

$$\frac{d\alpha}{dt} = A(1-\alpha)^n \exp \left\{ - E_A/RT \right\} \quad (2.2)$$

Dabei gibt  $\alpha$  den Bruchteil der sich zersetzenden Komponente oder Phase an, der zur Zeit  $t$  bereits umgesetzt ist,  $A$  ist der Frequenzfaktor,  $n$  die Reaktionsordnung,  $E_A$  die Aktivierungsenergie,  $R$  die allgemeine Gaskonstante und  $T$  die absolute Temperatur. Unter Annahme eines linearen Aufheizprogramms (Aufheizgeschwindigkeit  $\beta$ ) und Anwendung der Kettenregel folgt aus (2.2):

$$\frac{d\alpha}{dT} = \frac{A}{\beta} (1-\alpha)^n \exp \left\{ - E_A/RT \right\} \quad (2.3)$$

Die Größen  $\alpha$ ,  $T$  sowie  $\frac{d\alpha}{dT}$  liefert das Thermogramm (vgl. Abschnitt 2.2.1.). Über den Frequenzfaktor und die Reaktionsordnung müßten jedoch Annahmen getroffen bzw. Werte aus der Literatur entnommen werden, wenn die Aktivierungsenergie direkt aus (2.2) berechnet werden soll. Dies stößt auf Schwierigkeiten, weil sowohl  $A$  als auch  $n$  temperaturabhängig sind. Beide Parameter können aber eliminiert werden, wenn man Thermogramme auswertet, die mit verschiedenen Aufheizgeschwindigkeiten - z.B.  $\beta_1$  und  $\beta_2$  - gewonnen wurden. Ausgehend von der Gleichung (2.3) betrachtet man für einen Gewichtsverlust  $\alpha = \alpha_0$  die zugehörigen Temperaturen für zwei Aufheizgeschwindigkeiten. Es sei für  $\beta = \beta_1$ ,  $T = T_1$  und für  $\beta = \beta_2$ ,  $T = T_2$  wobei i.a.  $T_1 < T_2$  gilt, wenn  $\beta_1 < \beta_2$ . Setzt man diese Werte in (2.3) ein und nimmt an, daß die Aktivierungsenergie und der Frequenzfaktor allein eine Funktion des erreichten Zustands sind - der zersetzte Bruchteil  $\alpha$  beschreibt dann hinreichend den Zersetzungsgrad - so folgt durch Division

und Auflösung nach  $E_A$ :

$$E_A = \frac{RT_1 T_2}{\Delta T} \ln \left[ \frac{\beta_2 \left( \frac{d\alpha}{dT} \right)_{\beta_2, \alpha_0}}{\beta_1 \left( \frac{d\alpha}{dT} \right)_{\beta_1, \alpha_0}} \right] \quad (2.4)$$

Diese Gleichung ist unabhängig von  $n$  und  $A$  und erlaubt die Bestimmung der Aktivierungsenergie allein aus experimentellen Daten. Englert und Wittmann /3/ geben unter Bezugnahme auf Sizmann und Franck /4/ eine ähnliche Gleichung an, die unter entsprechenden Voraussetzungen abgeleitet wurde. Durch eine Integration von (2.3), die allerdings nur approximativ möglich ist, erhält man

$$E_A \approx \frac{RT_1 T_2}{\Delta T} \ln \left[ \frac{\beta_2}{\beta_1} \left[ \frac{T_1}{T_2} \right]^2 \right] \quad (2.5)$$

Zur Überprüfung der Genauigkeit der nach (2.4) ermittelten Werte für die Aktivierungsenergie der thermischen Zersetzung wurde ein Kalksteinzuschlag (Fundort Polle, Niedersachsen) mit 3 verschiedenen Aufheizgeschwindigkeiten (2.5, 5.0 und 10 K min<sup>-1</sup>) bis 1000°C aufgeheizt. Die Auswertung der Thermogramme ergab die in Abb. 2.5 dargestellten Aktivierungsenergien.

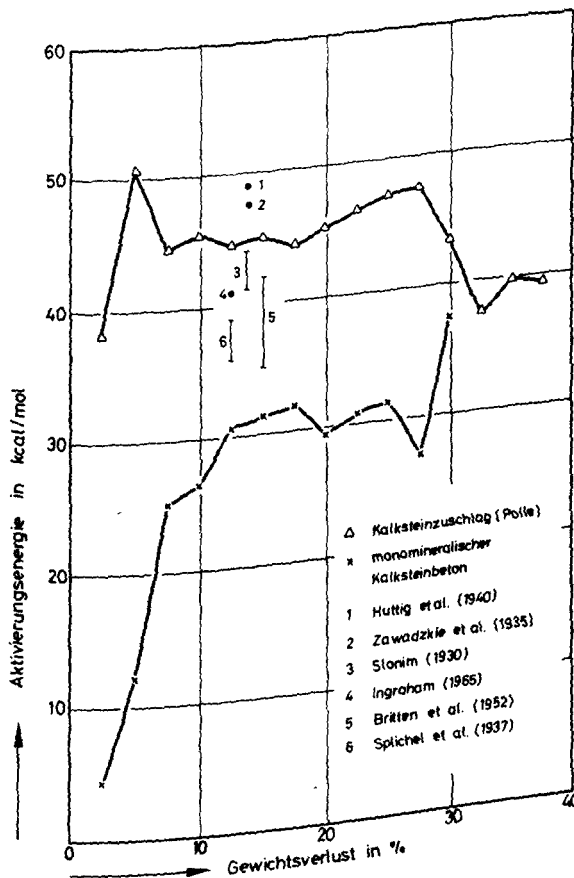


Abb. 2.5

Aktivierungsenergie von  
Kalksteinzuschlag und  
monomineralischem Kalkstein-  
beton im Vergleich zu Werten  
für  $\text{CaCO}_3$

Die Mittelwerte aus drei Auswertungsreihen stehen in guter Übereinstimmung mit Angaben aus der Literatur für  $\text{CaCO}_3$ , die nach unterschiedlichen Methoden ermittelt wurden. Das beschriebene Verfahren ist also grundsätzlich für die Bestimmung der Aktivierungsenergie einer thermischen Zersetzung geeignet. Zum Vergleich ist in das gleiche Diagramm das Ergebnis der Auswertung für einen "monomineralischen" Beton<sup>+)</sup> mit Kalksteinzuschlag eingetragen. Diese Werte fallen geringer aus als für den reinen Zuschlag, da parallel zu der Dekarbonatisierung des Kalksteins andere Reaktionen im Zementstein ablaufen.

#### 2.3.2.3. Probenaufbereitung

Die Untersuchung des Einflusses der Aufheizgeschwindigkeit auf das Zersetzungsverhalten von Bohrkernen aus Normalbeton haben gezeigt, daß mit Hilfe der Thermogravimetrie wichtige Erkenntnisse über thermische Abbauvorgänge gewonnen werden können. Bei endlichen Aufheizgeschwindigkeiten erscheinen die den verschiedenen Zersetzungsreaktionen zugeordneten Stufen in der Gewichts-Temperaturkurve jedoch mehr oder minder "verschmiert". Man könnte vermuten, daß bei pulverisiertem Material diese Stufen infolge der höheren Oberfläche und der verkürzten Diffusionswege schärfer hervortreten. Ein Vorteil, den die Untersuchungen an Pulvern bieten, liegt in der geringeren Einwaage und damit verbunden in einem geringeren Materialverbrauch pro Versuch, ohne daß eine Einschränkung der Repräsentativität befürchtet werden muß. Zum anderen bedeutet eine geringere Einwaage natürlich auch eine geringere Wärmekapazität sowie einen kleineren Platzbedarf; beides sollte sich positiv auf die Temperaturverteilung innerhalb der Probe auswirken.

Gegen solche Untersuchungen spricht allerdings die Ungewißheit über die Beeinflussung des Materials durch den Mahlvorgang. Nach Waubke / 5 / ist es wahrscheinlich, daß bei dem Mahlvorgang nicht nur das Kapillar- und durch die Reibungswärme auch wesentliche Teile des Gelwassers ausgetrieben, sondern daß auch bereits erste Phasenumsetzungen im Bereich der Hydratationsprodukte vorweggenommen werden.

---

<sup>+)</sup>  ein nur mit einer Gesteinsart hergestellter Beton

Für die Herstellung des "Normalbetonpulvers" wurde das gleiche Probenmaterial verwendet, aus dem auch die Bohrkernstämme stammten. Nach einer groben Zerkleinerung mit dem Hammer wurden die Betonbruchstücke in einer Schwingmühle ca. 30 sec gemahlen. Die Mahldauer wurde bewußt so kurz gewählt, um eine stärkere Erwärmung des Mahlgutes infolge Reibung und dadurch evtl. ablaufende erste Entwässerungsreaktionen so gering wie möglich zu halten. Auf eine Siebung und eine Entnahme einer bestimmten Kornfraktion wurde verzichtet, da wegen der unterschiedlichen Spaltbarkeit der Betonbestandteile eine Anreicherung gewisser Komponenten in einzelnen Fraktionen wahrscheinlich ist. Das so hergestellte Normalbetonpulver wurde nach dem Mahlen in einem geschlossenen Gefäß bei 20°C gelagert, um ein weiteres Austrocknen und Karbonatisieren zu verhindern. Für die thermogravimetrischen Untersuchungen wurde eine Einwaage von 10 g gewählt, die in einen bis 1000°C gewichtskonstanten Porzellantiegel gefüllt wurde. Bei kleinen Einwaagen müssen naturgemäß höhere Anforderungen an die Empfindlichkeit der Elektronik und des Meßsystems gestellt werden. Damit ist allerdings auch eine gesteigerte Störanfälligkeit verbunden. Fehler und Verfälschungen der Meßergebnisse, die bei thermogravimetrischen Untersuchungen pulverisierter Materialien im Vakuum auftreten können, werden in der Literatur besprochen /6/. Dabei handelt es sich hauptsächlich um Auftriebs- und Strahlungseffekte sowie um den Einfluß des thermomolekularen Flusses. Wiedemann /7/ weist auf eine scheinbare Gewichtszunahme hin, die zu Beginn der Zersetzung auftreten kann. Nur ein geringer Teil dieses Effekts ( $< 0,5\%$ ) kann dem Rückstoß der Moleküle zugeschrieben werden, die bei der Zersetzung die Probe verlassen; es handelt sich hier vielmehr um den Einfluß wiederauftreffender Pulvertelchen, die u.U. vom Probesteller hochgeschleudert werden. Alle diese Effekte hängen in komplizierter Weise von der Teilchengröße und Packungsdichte ab, so daß die Interpretation der Meßergebnisse gegenüber den Messungen an Bohrkernen mit einer um einen Faktor 10 größeren Einwaage erheblich erschwert wird. Um den Fehler durch Auftriebs- und ähnliche Effekte möglichst gering zu halten, wurde zunächst ein "Leerversuch" als Eichung durchgeführt. Bei allen weiteren Messungen wurden dann die gleichen Bedingungen eingehalten und die Meßpunkte mit Hilfe der Eichkurve korrigiert.

Bei den Vorversuchen ergab sich eine weitere Schwierigkeit: Bereits während des Öffnens des Dreiwegeventils, der Verbindung Rotationspumpe-Rezipient, trat ein schlagartiger Gewichtsverlust auf. Es zeigte sich, daß durch das rasche Absenken des Drucks, vermutlich infolge schlagartig verdampfenden Wassers, weniger infolge von Luftströmungen, Pulver aus dem Tiegel explosionsartig herausgeschleudert wurde. Da die Verwendung eines Deckels zu keiner wesentlichen Verbesserung führte, wurde ein Dosierventil in die Vorvakuumleitung eingebaut, so daß ein hinreichend langsames Abpumpen möglich wurde.

Je nach Versuchsart wurde der Rezipient vor Beginn des Aufheizens bis zu einem Druck von  $5 \cdot 10^{-2}$  mbar (Rotationspumpe) bzw.  $< 10^{-4}$  mbar (Diffusionspumpe) evakuiert; eine nennenswerte zeitliche Gewichtsänderung wurde nach Erreichen dieser Druckwerte nicht mehr festgestellt. Während der Aufheizperiode konnte wegen der kleinen Einwaage von 10 g ein Vakuum von  $2 \cdot 10^{-2} \leq p \leq 9 \cdot 10^{-2}$  mbar (Rotationspumpe) bzw.  $6 \cdot 10^{-5} \leq p \leq 6 \cdot 10^{-4}$  mbar (Diffusionspumpe) aufrechterhalten werden.

Zur Orientierung und zum Vergleich mit den Ergebnissen an Bohrkernen wurde zunächst die Aufheizgeschwindigkeit variiert (2,5, 5 und 10 K/min). Abb. 2.6 zeigt die Meßergebnisse für jeweils zwei verschiedene Aufheizgeschwindigkeiten für Pulver und Bohrkern; 3 wesentliche Unterschiede werden sofort deutlich:

- a) Der Gewichtsverlust, hervorgerufen durch das Evakuieren bei Raumtemperatur (isotherme Zersetzung) ist beim Pulver erheblich größer und beträgt ca. 1 % bei einem Druck von  $10^{-4}$  mbar gegenüber 0,2 % beim kompakten Material bei gleichem Druck.
- b) Bis etwa  $550^{\circ}\text{C}$  verläuft die Zersetzung des Betonpulvers verzögert ab, obwohl der Druck bei den Bohrkernen infolge der wesentlich größeren freigesetzten Gasmenge zeitweilig bis 35 mbar ansteigt, während der Druck beim Pulver  $6 \cdot 10^{-4}$  mbar nicht überschreitet.
- c) Bei einer Temperatur von  $1000^{\circ}\text{C}$  ist der Gewichtsverlust des Pulvers um ca. 0,5 % höher als der der Bohrkern.



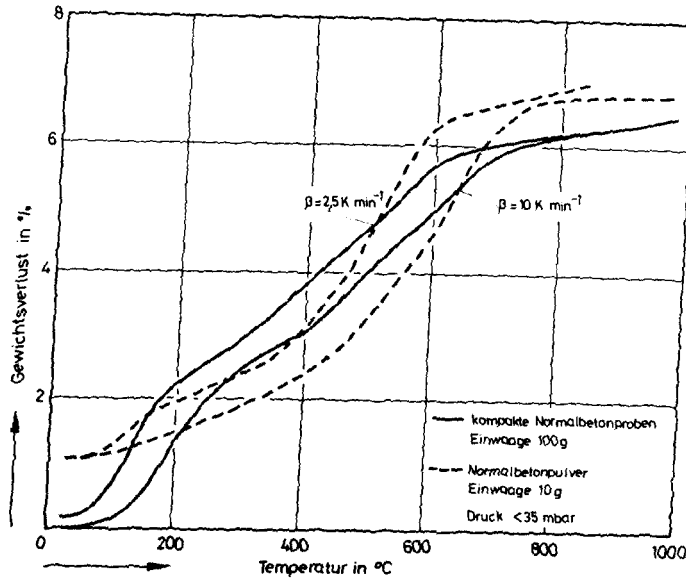


Abb. 2.6:

Vergleich der thermischen Zersetzung kompakter Probekörper mit Normalbetonpulver

Die unter a) angeführte Tatsache überrascht nicht, bewirkt der Mahlprozeß doch offenbar, daß mehr Poren des Zementsteins mit der Umgebung in direkte Verbindung treten, d.h., es kann ein wesentlich größerer Anteil des als Kapillarwasser in den Poren gebundenen Wassers verdampfen. Bei einer  $\text{N}_2$ -Sorptionsmessung zur Bestimmung der spezifischen Oberfläche von Normalbetonpulver ergab sich bei einem Druck von  $2 \cdot 10^{-6}$  mbar sogar ein Gewichtsverlust von 1,33 %. Es kann daraus allerdings nicht geschlossen werden, daß es sich dabei um eine vollständige Entwässerung der Gelporen handelt - dieser Anteil wurde bei Bohrkernen durch Trocknung bei  $105^\circ\text{C}$  zu 1,5 % bestimmt - da möglicherweise bereits eine Zersetzung des Portlandits, die nach Waubke / 5/ bereits bei Drücken  $p < 2,2 \cdot 10^{-4}$  mbar einsetzen soll, stattgefunden hat. Zur Beurteilung dieser Frage wäre eine Kenntnis der beim Mahlvorgang verdampften Wassermenge nötig. Möglicherweise laufen auch beide Reaktionen parallel zueinander ab.

Der festgestellte Gesamtgewichtsverlust, der beim Pulver höher liegt als beim kompakten Material, hat als absolute Größe nur bedingte Aussagekraft, da die Werte auf die Pulvereinwaage bezogen sind, die ja nicht der entsprechenden Einwaage des kompakten Materials entspricht. Wahrscheinlich ist dieser größere Gewichtsverlust beim Pulver aber auf eine vollständigere Dehydratation des Zementsteins infolge des niedrigeren Drucks und/oder auf

eine stärkere Zersetzung des bis zu relativ hohen Temperaturen weitgehend inerten Zuschlagmaterials zurückzuführen. Diese Frage wurde nicht weiter untersucht, da sie für praktische Belange von untergeordneter Bedeutung ist.

Als zunächst überraschend muß die Feststellung b) gewertet werden. Es war erwartet worden, daß infolge des niedrigeren Drucks, der bei den Versuchen mit dem Betonpulver erreicht wurde, die Zersetzungsgleichgewichte zu tieferen Temperaturen hin verschoben werden. Dies trifft jedoch nur bei Temperaturen oberhalb von  $550^{\circ}\text{C}$  zu; im Bereich von  $200^{\circ}\text{C}$ - $550^{\circ}\text{C}$  dagegen tritt eine entgegengesetzte Temperaturverschiebung von ca.  $50^{\circ}\text{C}$  auf, d.h., ein äquivalenter Gewichtsverlust wird erst bei höheren Temperaturen erreicht. Offenbar ist während dieser Zersetzungsphase dem obengenannten Effekt - Verschiebung des Zersetzungsgleichgewichtes - eine andere, gegenläufige Erscheinung überlagert. Es wurde vermutet, daß die Wärmeleitfähigkeit der Pulverschüttung geringer ist als die kompakter Bohrkerne, so daß die an der Unterseite des Porzellantieglers gemessene Temperatur nicht mit der im Inneren der Pulvermischung herrschenden identisch ist. Während nämlich das kompakte Material die Wärme von der Oberfläche zum Probenkern hin relativ gut leitet, tritt wegen des schlechten Wärmeübergangs an den wenigen Kontaktflächen der einzelnen Partikel der Pulverschüttung eine Verschlechterung im Wärmetransport ein.

Zur Überprüfung dieser Hypothese wurden 2 Versuchsreihen durchgeführt. In der ersten, dargestellt in Abb. 2.7, wurde der Zerkleinerungsgrad variiert. In der zweiten Versuchsreihe (Abb. 2.8) wurde versucht, durch geeignete Maßnahmen, wie "Rütteln" bzw. "Stampfen", die Pulverschüttung zu verdichten. In beiden Fällen ist eine Übereinstimmung mit der vorgeschlagenen Deutung zu verzeichnen.

Als Ergebnis kann zusammenfassend festgestellt werden, daß die Untersuchung pulverisierten Materials bezüglich der Differenzierung des Zersetzungsmechanismus von Normalbeton bei Wärmeeinwirkung keine neuen Informationen liefert. Die geringere Einwaage zwingt zu stärkerer Beachtung störender und verfälschender Einflüsse, die bei thermogravimetrischen Untersuchungen im Vakuum unvermeidlich sind. Die schlechte Wärme-

Leitfähigkeit der Pulverschüttung verursacht eine größere Inhomogenität der Probentemperatur und führt über einen weiten Temperaturbereich zu einer Verschiebung der Zersetzungstemperatur zu höheren Werten. Aus diesen Gründen muß die thermogravimetrische Untersuchung von pulverisiertem Normalbeton mit einer gewöhnlichen Thermowaage (Einwaagen  $\leq 10\text{g}$ ) als Notlösung angesehen werden, die nur dann zu rechtfertigen ist, wenn eine begrenzte Menge Probenmaterial zur Verfügung steht, aber aus bestimmten Gründen viele Einzeluntersuchungen durchgeführt werden müssen.

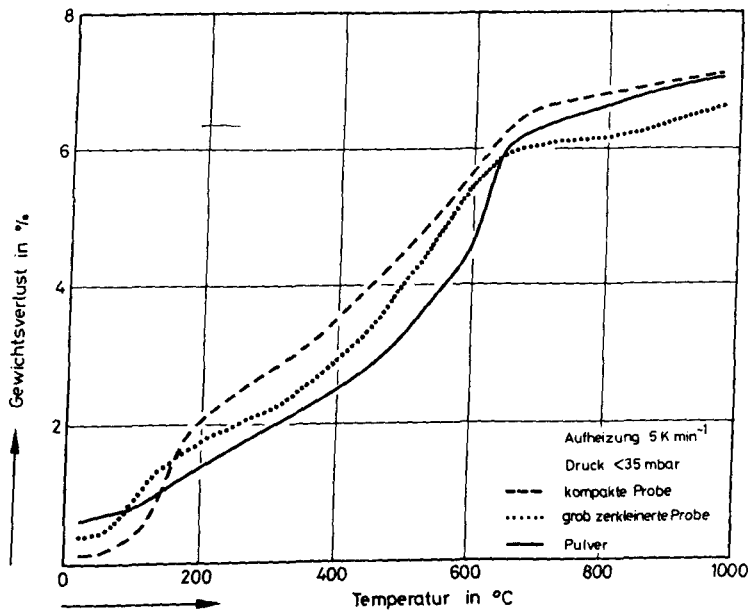


Abb. 2.7:  
Einfluß des Zerkleinerungsgrades auf das Zersetzungsverhalten

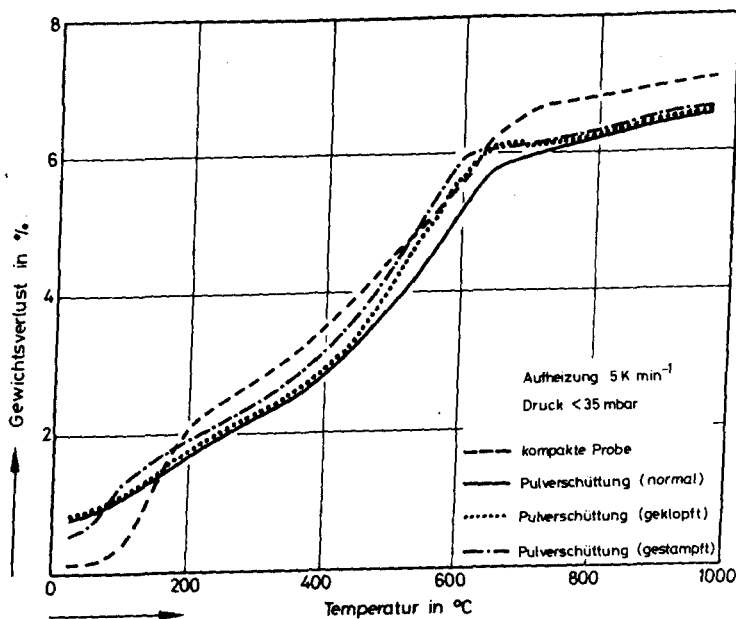


Abb. 2.8:  
Einfluß der Packungsdichte auf das Zersetzungsverhalten

#### 2.3.2.4. Druckabhängigkeit

Die Messungen, über die bisher berichtet wurde, wurden ausschließlich im Vakuum durchgeführt. Im Ofenraum herrschten damit Bedingungen, die zwar eine reproduzierbare Versuchsdurchführung garantieren, die aber nicht den Verhältnissen entsprechen, wie sie z.B. bei der Brandbeanspruchung eines Bauteils auftreten. Im Innern massiger Betonkonstruktionen können sich relativ hohe Drücke aufbauen, die zu einer Autoklavsituation führen und den Zersetzungsmechanismus beeinflussen. Die in diesem Zusammenhang für den Reaktionsablauf entscheidende Abhängigkeit der Reaktionstemperatur vom Druck für ein zweiphasiges, einkomponentiges System im Gleichgewicht beschreibt die Clausius-Clapeyronsche Gleichung. Ist die zweite Phase ein ideales Gas, so lautet die Beziehung

$$\frac{d(\ln p)}{d\left(\frac{1}{T}\right)} = - \frac{\Delta H_{\text{verd}}}{R}, \quad (2.6)$$

wobei  $\Delta H_{\text{verd}}$  die Verdampfungswärme pro Mol Substanz ist. Bei Kenntnis dieser Größe ist es demnach möglich aus Ergebnissen, die im Vakuum ermittelt wurden, auf Verhältnisse bei höheren Drücken zu schließen. Für nicht-ideale Gase gilt die Gleichung (2.6) über große Bereiche in guter Näherung.

Die Druckmessung in der Thermowaage, auch wenn sie nicht direkt in Proben-nähe erfolgt, ist eine äußerst empfindliche Meßmethode, um Beginn und Ende einer Zersetzungsreaktion zu bestimmen. Quantitative Aussagen sind allerdings nur mit Einschränkungen möglich, da bei der Erwärmung der Wände des Ofens an den Oberflächen adsorbierte Moleküle abdampfen, die zu einem Druckanstieg führen können. In Abb. 2.9 sind Druck-Temperatur-Diagramme, bei denen auch der Gewichtsverlust mit eingetragen wurde, zur Demonstration der Aussagekraft derartiger Messungen dargestellt. Bevor eine Gewichtsabnahme registriert wird, ist bereits ein Druckanstieg zu verzeichnen. Ein erstes Maximum tritt bei der Zersetzung kompakter Normalbetonproben bei ca. 140 - 150°C, beim pulverisierten Material bereits bei 125°C auf. Die im Druckverlauf auftretenden Peaks werden erreicht, wenn die pro Zeiteinheit umgesetzte Stoffmenge am größten wird.

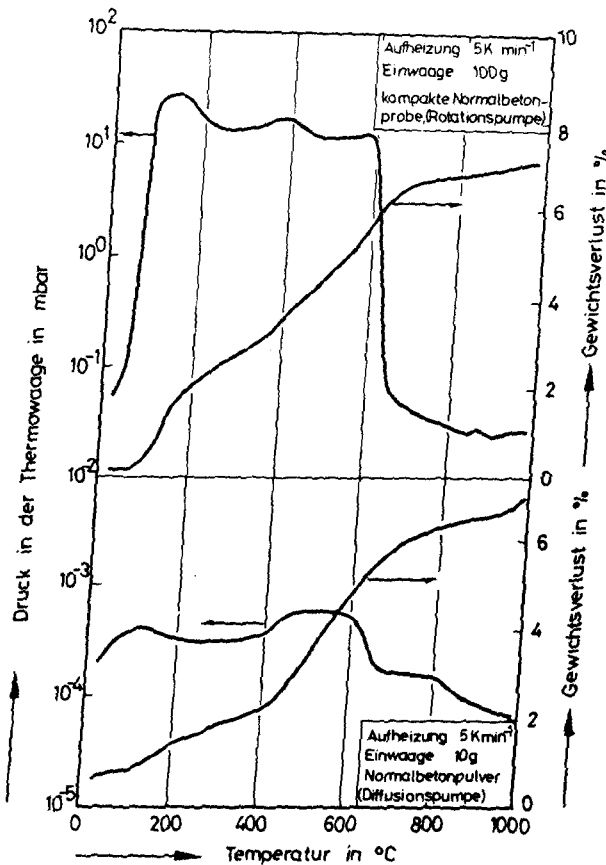


Abb. 2.9:

Druckverlauf in der Thermowaage bei der thermischen Zersetzung einer kompakten Normalbetonprobe im Vergleich zu Normalbetonpulver

In der ersten Phase der Aufheizung (bis 150°C) wird das Kapillarwasser verdampft. Bis zu einer Temperatur von 280°C fällt der Druck dann wieder etwas ab, d.h. die anfallenden Gasmengen werden in diesem Temperaturbereich geringer. Im Gewichts-Temperaturdiagramm schlägt sich dies in einer Abnahme der Steigung nieder. Im Temperaturbereich von 280 - 550°C tritt erneut ein Maximum mit einer Peaktemperatur von 385°C auf. Hier handelt es sich offensichtlich um die Zersetzung des Portlandits ( $\text{Ca(OH)}_2$ ), eines der wesentlichen Hydratationsprodukte bei der Erhärtung von Portlandzementen. Ein weiteres schwach ausgeprägtes Maximum bei 600°C ist vermutlich auf die Zersetzung eines gewissen Karbonatanteils oder auf eine höhere Stufe des Gelabbaus zurückzuführen. Danach fällt der Druck sehr rasch auf einen Wert unterhalb des Ausgangswertes ab und zeigt nur noch ein schwaches Maximum bei ca. 875°C. Der Verlauf beim Normalbetonpulver ist analog. Im Gegensatz zum kompakten Material fällt das Druckmaximum im Bereich 300 - 650°C gegenüber dem ersten Peak größer

aus und erstreckt sich über ein größeres Temperaturintervall. Ein weiteres schwaches Maximum tritt hier bereits bei 800°C auf.

Die Analyse des Druckverlaufs ist wie dieses Beispiel gezeigt hat besonders zur Bestimmung des Reaktionsbeginns geeignet. Nach dem Einsetzen der Reaktion steigt der Druck in der Thermowaage an und bewirkt eine Verschiebung der Zersetzungstemperatur zu höheren Werten, wodurch eine Verlangsamung des Reaktionsablaufs eintritt. Dieses Verhalten geht aus Abb. 2.10 besonders deutlich hervor.

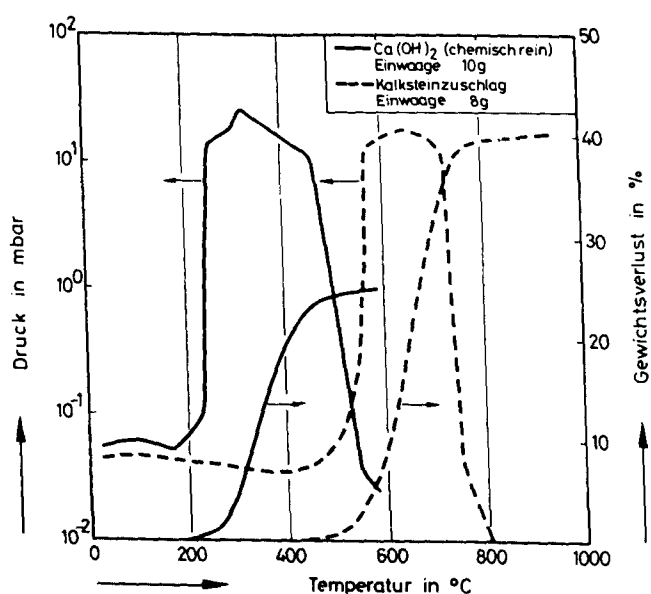


Abb. 2.10

Druckverlauf in der Thermowaage bei der thermischen Zersetzung von Kalksteinzuschlag und  $\text{Ca(OH)}_2$

Das Bild zeigt den Druckverlauf in der Thermowaage bei der thermischen Zersetzung von Kalksteinzuschlag (überwiegend  $\text{CaCO}_3$ ) und von reinem  $\text{Ca(OH)}_2$ . Die bei diesen Messungen bestimmten, druckabhängigen Zersetzungstemperaturen sind in Abb. 2.11 mit Ergebnissen aus der Literatur sowie mit rechnerisch ermittelten Werten verglichen. Man erkennt daraus, daß die Druckmessung in der Thermowaage, obwohl sie nicht in unmittelbarer Nähe der Probensubstanz durchgeführt werden kann, auch quantitativ brauchbare Resultate liefert, so daß eine Prognose der Zersetzungstemperatur bei veränderten Druckverhältnissen näherungsweise nach Gleichung (2.6) möglich erscheint,

sofern die Reaktionsenthalpie mit hinreichender Genauigkeit bekannt ist. Setzt man voraus, daß  $\Delta H_{\text{verd.}}$  für Normalbeton bei  $300^{\circ}\text{C}$  etwa 25 kcal/mol beträgt und damit größenordnungsmäßig mit  $\Delta H_{\text{verd.}}(\text{Ca}(\text{OH})_2)$  übereinstimmt, so berechnet man mit Hilfe von (2.6) eine Temperaturverschiebung von ca. 110 K, wenn das Experiment unter Atmosphärendruck durchgeführt wird. Die tatsächliche Verschiebung der Gewichtsverlustkurve, die durch die Druckverhältnisse in der Thermowaage bedingt ist, zeigt Abb. 2.12. Für  $300^{\circ}\text{C}$  beträgt die Temperaturverschiebung 128 K, sie fällt also etwas größer aus als berechnet.

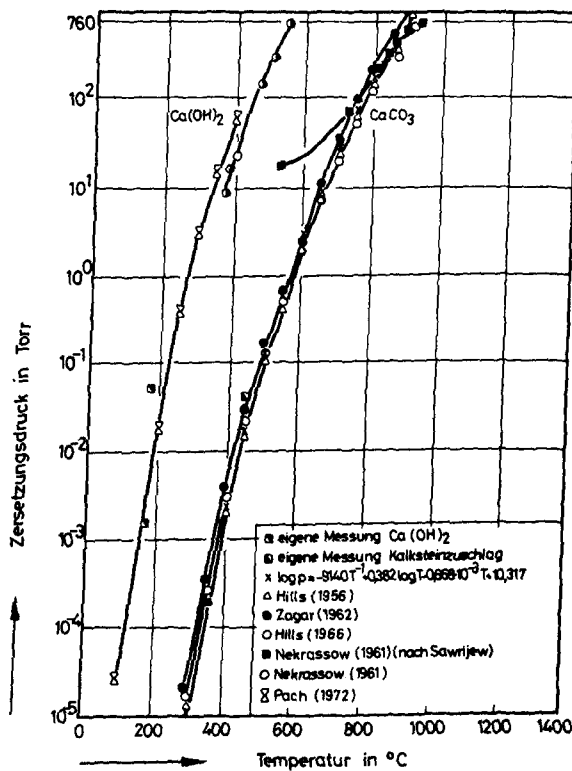
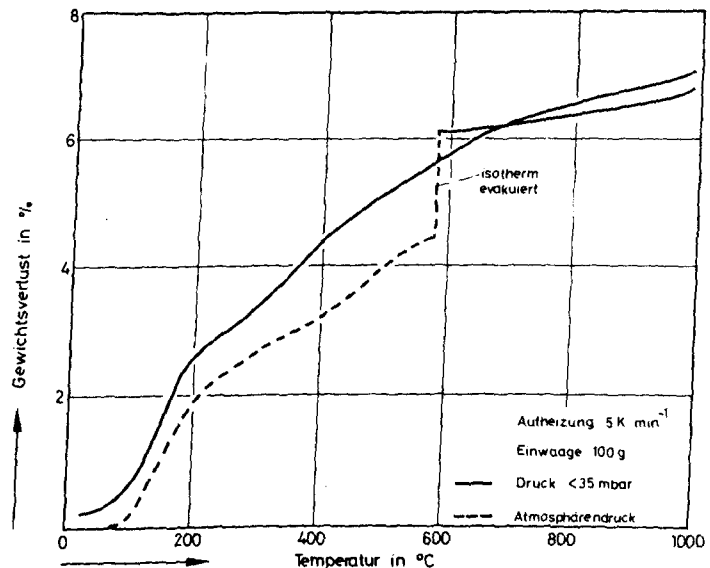


Abb. 2.11:

Abhängigkeit der thermischen Zersetzung von  $\text{Ca}(\text{OH})_2$  und  $\text{CaCO}_3$  von Temperatur und Druck

Abb. 2.12:

Einfluß der Druckverhältnisse in der Thermowaage auf die thermische Zersetzung kompakter Normalbetonproben



### 2.3.3. Thermische Zersetzung verschiedener Betone und Zuschläge

Die thermogravimetrisch ermittelten Gewichtsverluste einiger portlandzementgebundener Betone sowie einiger Zuschläge sind in Abb. 2.13 dargestellt. Aufgetragen ist der Gewichtsverlust in Prozent des unzersetzten Materials in Abhängigkeit von der Temperatur. Die meßtechnischen Parameter wie Aufheizgeschwindigkeit, Einwaage und Druck in der Thermowaage waren bei allen Versuchen annähernd gleich, so daß die Kurven direkt untereinander vergleichbar sind. Man erkennt, daß der quantitative Verlauf bei jedem der untersuchten Betone unterschiedlich ist, doch zeigen alle Kurven eine gewisse qualitative Gemeinsamkeit. Diese Ähnlichkeit zwischen den verschiedenartigen Betonen ist durch die Bindemittelphase - den Zementstein - bedingt, der bei allen hier untersuchten Betonen aus hydratisiertem Portlandzement bestand. Die Zuschlagstoffe selbst zeigen mit Ausnahme des Kalziumkarbonats nur einen geringen, im Falle des Leichtzuschlags (Leca) sogar einen nicht meßbaren Gewichtsverlust.

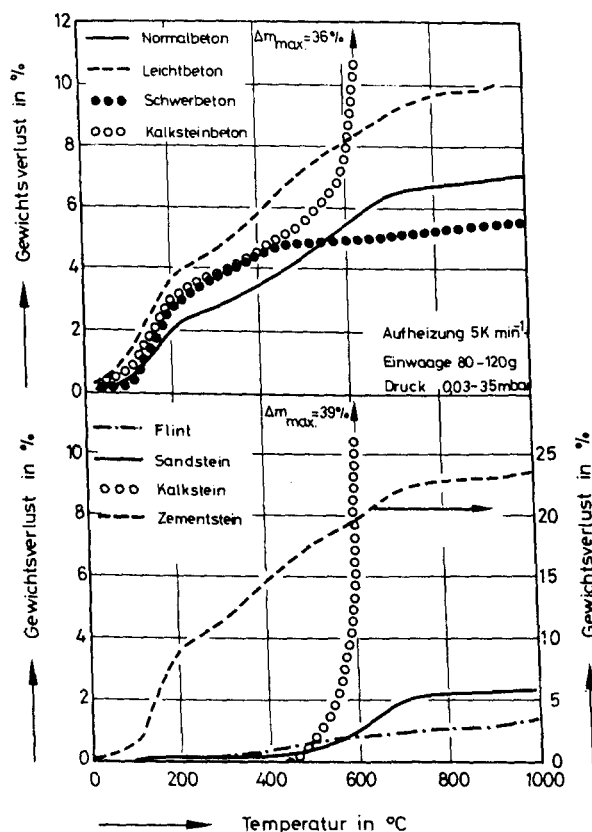


Abb. 2.13:

Thermogramme einiger Betone  
und Zuschläge



Typisch für den Kurvenverlauf aller Betonproben sind nur schwach ausgeprägte Reaktionsstufen. Versuche haben gezeigt, daß auch bei Änderung der Versuchsparameter, wie Einwaage, Probenabmessung etc., der Kurvenverlauf im wesentlichen unverändert bleibt. Entscheidend für das Fehlen ausgeprägter Stufen ist die Tatsache, daß die bei der Zersetzung freiwerdenden gasförmigen Reaktionsprodukte - im wesentlichen Wasserdampf - zu einer Druckerhöhung an der Reaktionsfront und damit im allgemeinen zu einer Verlangsamung der Reaktion führen (vgl. Abschnitt 2.3.2.4.). Die Verminderung des Druckes in der Thermowaage durch Evakuieren bewirkt wie bereits erwähnt lediglich eine Verschiebung der Kurve zu niedrigeren Temperaturen, weil die Zersetzungsprodukte laufend abtransportiert werden und somit eine Veränderung der Reaktionsgleichgewichte stattfindet. Die Saugleistung der Pumpe reicht jedoch nicht aus, um die momentane Druckerhöhung an der Reaktionsfront zu verhindern. Selbst bei einer weitaus höheren Saugleistung kann der freiwerdende Wasserdampf durch Diffusionsbehinderung im Porensystem nur verzögert entweichen, was zu der beobachteten "Verschmierung" der einzelnen Reaktionsstufen führt.

Zur Vervollständigung der Messungen wurde eine Reihe häufig als Betonzuschläge verwendeter Gesteine thermogravimetrisch untersucht (Abb. 2.14).

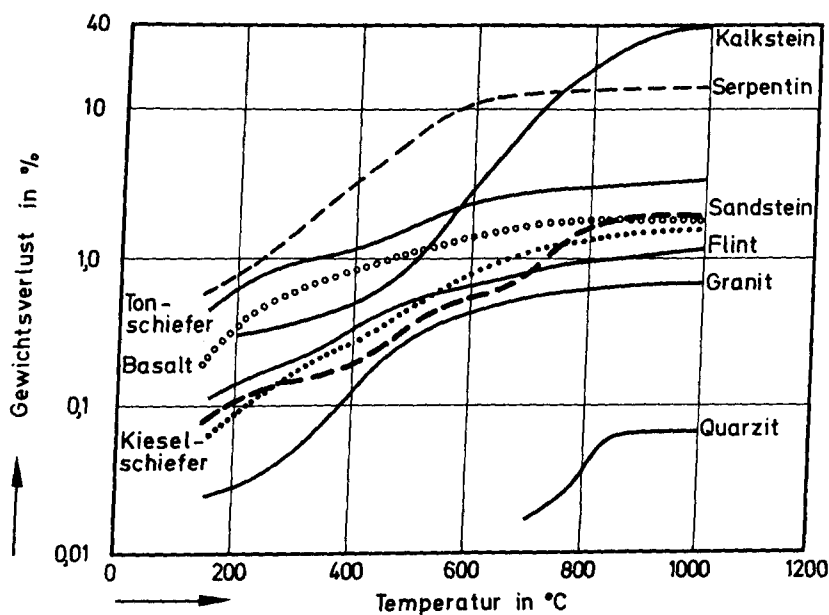


Abb. 2.14:  
Gewichtsverlust  
von Betonzu-  
schlägen infolge  
thermischer  
Zersetzung

Die Versuche wurden mit einer Aufheizgeschwindigkeit von  $5 \text{ K min}^{-1}$  und je nach dem zu erwartenden Gewichtsverlust mit Einwaagen zwischen 30 und 120 g durchgeführt. Der Druck im Probenraum betrug, abhängig von der anfallenden Dampf- bzw. Gasmenge, zwischen 0,7 und 27 mbar. Bis auf die Zuschläge Kalkstein, Serpentin und Quarzit verlieren die untersuchten Gesteinsarten zwischen 0,7 und 3 % an Gewicht.

#### 2.3.4. Wärmetönung der Zersetzungs- und Umwandlungsreaktionen in Konstruktionsbetonen

Eine andere Möglichkeit, qualitative Aussagen über die bei einer thermischen Beanspruchung von Beton ablaufenden Reaktionen zu erhalten, bietet die Differentialthermoanalyse (DTA). Die vorliegenden Versuche wurden mit einer Aufheizgeschwindigkeit von  $10 \text{ K min}^{-1}$  durchgeführt. Die Einwaagen in den Platintiegeln betrugen 30 bzw. 100 mg, als Inertmaterial wurde  $\text{Al}_2\text{O}_3$  verwendet.

Die Quarzinversion bei  $573^\circ\text{C}$  ist ein Beispiel für Phasenumwandlungen, die zwar mit einer Volumenänderung, nicht aber mit einem Gewichtsverlust verbunden sind. Dieser Effekt ist daher mit der Thermowaage nicht nachweisbar. Andererseits kann mit Hilfe der Differentialthermoanalyse nicht immer zweifelsfrei entschieden werden, ob es sich bei den einzelnen Effekten um Kristallumwandlungen, Schmelzvorgänge, Entwässerungs- oder Dehydratationsreaktionen handelt. Es ist daher zweckmäßig, beide Untersuchungsverfahren zu kombinieren oder, wenn das nicht möglich ist, so doch wenigstens durch Parallelversuche die aus beiden Meßverfahren gewonnenen Ergebnisse miteinander zu verknüpfen. Dies ist in Abb. 2.15 für einen Normalbeton auf Portlandzementbasis im Temperaturbereich von  $25 - 1000^\circ\text{C}$  geschehen. Einzelne Reaktionsstufen, die im Gewichtsverlust-Temperaturdiagramm nur durch eine Änderung der Steigung der TG-Kurve zu erkennen sind, erscheinen im DTA-Diagramm als mehr oder minder ausgeprägte Peaks.

Nach Abb. 2.15 ist für den Normalbeton etwa mit folgendem Reaktionsablauf zu rechnen: Zunächst verdampft das an der Oberfläche und in den größeren Poren befindliche Wasser. Es folgt im Temperaturbereich  $> 100^\circ\text{C}$  bis etwa  $300^\circ\text{C}$  eine Entwässerung der Kapillarporen, verbunden mit einem stufenweisen Gelabbau (Tobermorite, C-S-H I und C-S-H II). Der ausgeprägte

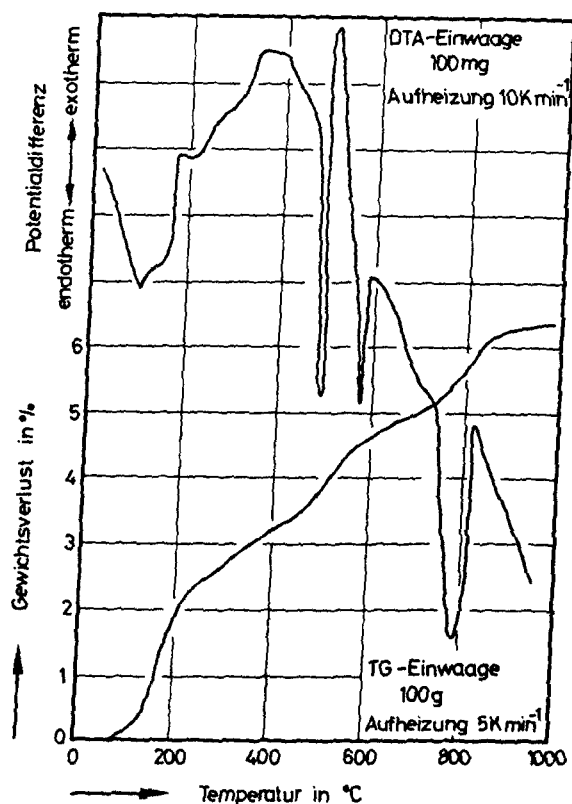


Abb. 2.15:

DTA und TG von Normalbeton  
auf Portlandzementbasis

endotherme Peak bei  $490^{\circ}\text{C}$  muß der Zersetzung des Kalziumhydroxids ( $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ) in  $\text{CaO}$  und  $\text{H}_2\text{O}$  zugeordnet werden. Die Quarzinversion bei  $573^{\circ}\text{C}$  hat keinen Einfluß auf das Gewicht der Probe, erst der endotherme Peak bei  $785^{\circ}\text{C}$  ist wieder mit einem stärkeren Gewichtsverlust verbunden. Bei dieser Temperatur findet ein weiterer Abbau der hydratisierten CSH-Phasen sowie eine Zersetzung von Kalziumkarbonat ( $\text{CaCO}_3$ ) statt, das in geringen Mengen im Zuschlagmaterial aber auch im hydratisierten Portlandzement vorkommt. Dazu parallel läuft eine Neubildung von  $\beta\text{-C}_2\text{S}$  ab, wie röntgenographische Untersuchungen gezeigt haben.

Abb. 2.16 zeigt die DTA-Thermogramme verschiedener Betone. Sie unterscheiden sich sehr deutlich voneinander durch die für die jeweils verwendeten Zuschläge und Zementarten charakteristischen Peaks. Der Entwässerungspeak

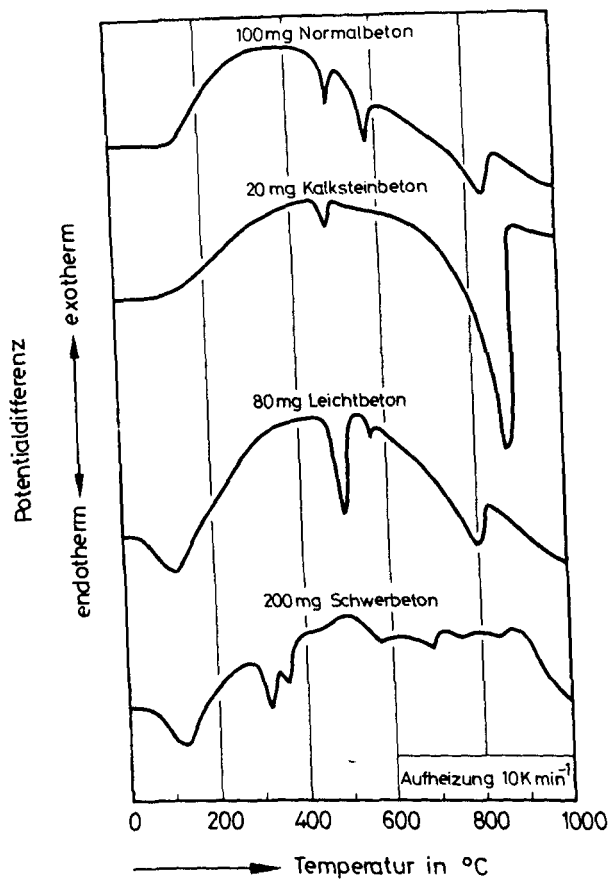


Abb. 2.16:

Differentialthermoanalyse von  
verschiedenen Betonen

bei 105°C und der durch die Zersetzung des Kalziumhydroxids ( $\text{Ca(OH)}_2$ ) hervorgerufene Peak (490°C) beim Normal-, Leicht- und Kalksteinbeton unterscheiden sich durch ihre Höhe und durch die Peakfläche. Dieser Effekt ist durch die unterschiedlichen Einwaagen zu erklären, die nötig waren, um bei gleicher Meßbereichseinstellung jeweils "registrierbare" Peak-Höhen zu erzielen. Es zeigt sich also, daß die Peakfläche von der Einwaage abhängt und weiterhin, daß die bei der thermischen Zersetzung von Betonen auftretenden Reaktionen u.U. verschiedene Umwandlungswärmen besitzen. Als ein weiteres Beispiel für die Aussagekraft solcher Thermogramme sind in Abb. 2.17 drei unterschiedliche, hydratisierte Zementarten dargestellt: Der schon erwähnte Portlandzement, Tonerdeschmelzzement sowie Hochofenzement. Die Bedeutungen der einzelnen Peaks, soweit sie mit Hilfe der Literatur [6,8,9] identifiziert werden konnten, sind in Tabelle 2.1 zusammengefaßt.

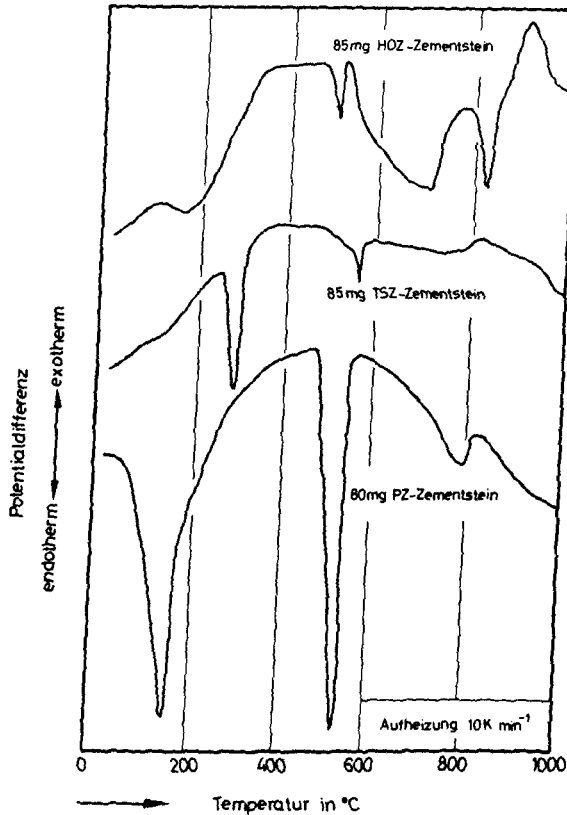


Abb. 2.17:

Differentialthermoanalyse von  
hydratisierten Zementpasten

Tabelle 2.1: Bedeutung der DTA-Peaks von Abb. 2.17

Temperatur	Wärmetönung	Zuordnung
hydratisierter Hochofenzement		
180°C	endotherm	Ettringit $C_3AS_4H_{32}$ , CSH-Phasen 1. Stufe
500°C	endotherm	Portlandit $Ca(OH)_2$
700°C	endotherm	CSH-Phasen und Bildung von $\beta$ -C <sub>2</sub> S
780°C	exotherm	Rekristallisation der glasartig erstarrten Hochofenschlacke (verschiedene Effekte)
hydratisierter Tonerdeschmelzzement		
270°C	endotherm	Hydrogranat $C_3AH_6$
570°C	endotherm	Quarzumwandlung $\alpha$ - $\beta$ SiO <sub>2</sub>
750°C	endotherm	CSH-Phasen und Bildung von $\beta$ -C <sub>2</sub> S
hydratisierter Portlandzement		
100°C	endotherm	Kapillarwasser
150°C	endotherm	CSH-Phasen 1. Stufe, Tobermorite-Gel
500°C	endotherm	Portlandit $Ca(OH)_2$
750°C	endotherm	CSH-Phasen und Bildung von $\beta$ -C <sub>2</sub> S, Dekarbonatisierung

In Abb. 2.18 sind zur Vervollständigung der Systematik die Thermogramme einiger häufig als Zuschlag verwendeter Gesteine zusammengefaßt. Charakteristisch für die überwiegend quarzhaltigen Zuschläge ist deren Peak bei  $573^{\circ}\text{C}$ , der der reversiblen  $\alpha$ - $\beta$  Quarzumwandlung zugeordnet werden kann. Weiterhin wird in diesem Diagramm die starke Endothermie der Dekarbonatisierung des Kalksteins deutlich, die schon bei der differentialthermoanalytischen Untersuchung des monomineralischen Kalksteinbetons zum Ausdruck kam.

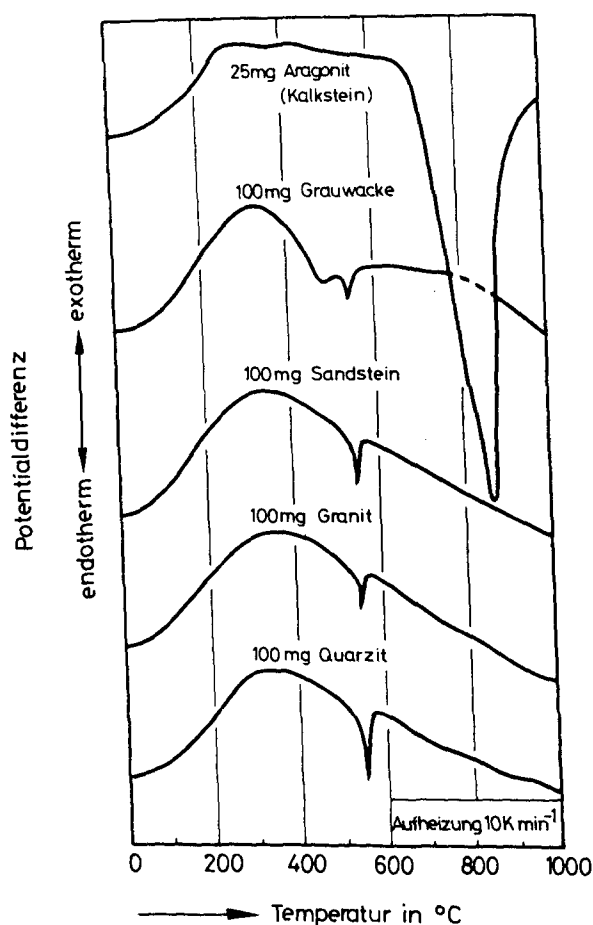


Abb. 2.18:

Differentialthermoanalyse  
von verschiedenen Zuschlägen

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß mit Hilfe der Differentialthermoanalyse in vielen Fällen eine Identifizierung der Hauptbestandteile von Konstruktionsbetonen - hydratisierter Zement und Zuschlag - anhand charakteristischer Peaks möglich ist. Durch die Verknüpfung mit thermogravimetrischen Untersuchungen ist eine Eingrenzung von solchen Temperaturbereichen möglich, in denen Zersetzungs- oder Umwandlungsreaktionen ablaufen, die zu Strukturveränderungen führen, aus denen eine Festigkeitsminderung des Materials resultieren kann. Die quantitativen Auswirkungen auf

die Tragfähigkeit von Betonkonstruktionen können somit durch gezielte mechanisch-technologische Untersuchungen festgestellt werden.

### 2.3.5. Thermische Dehnung verschiedener Betone und Zuschläge

Neben den thermisch aktivierten Abbaureaktionen kann das unterschiedliche Ausdehnungsverhalten bei Erwärmung der Zuschlagphase und Zementsteinmatrix zu einer Festigkeitsabnahme führen. Die Differenz zwischen den thermischen Ausdehnungskoeffizienten ist die Ursache für auftretende Zwängungen, die bei Überschreitung der örtlichen Zugfestigkeiten zu Rißbildungen und damit zu einer globalen Gefügeschädigung führen.

Abb. 2.19 zeigt das Ausdehnungsverhalten verschiedener Zuschlaggesteine im Vergleich zu hydratisiertem Portlandzement ( $W/Z = 0.5$ , Alter > 28 Tage). Während die Zuschläge mit Ausnahme des Kalksteins über den gesamten untersuchten Temperaturbereich eine monotone Ausdehnung zeigen, beginnt der Zementstein nach anfänglicher geringfügiger Ausdehnung ab ca.  $300^{\circ}\text{C}$  deutlich zu schrumpfen, so daß die Diskrepanz zwischen der Dehnung der Zuschlagphase und der Schrumpfverformung des Zementsteins mit wachsender Temperatur immer größer wird. Im Bereich zwischen  $550$  und  $650^{\circ}\text{C}$  nimmt die thermisch bedingte Dilatation der überwiegend Quarz-enthaltenden Zuschläge infolge der bereits erwähnten  $\alpha - \beta$  -Umwandlung noch einmal zu. Oberhalb von  $650^{\circ}\text{C}$  verlaufen die Kurven dann relativ flach, der Sandstein weist sogar bis  $950^{\circ}\text{C}$  eine konstante Ausdehnung auf. Die geringste Dehnung der untersuchten Zuschlagmaterialien zeigt der Kalkstein, der sich oberhalb  $800^{\circ}\text{C}$  in  $\text{CaO}$  und  $\text{CO}_2$  zersetzt. Diese Dekarbonatisierung ist mit einer starken Volumenabnahme verbunden. Die Untersuchung des Opalsandsteins mußte bei  $400^{\circ}\text{C}$ , die des Flints bei  $525^{\circ}\text{C}$  abgebrochen werden; in beiden Fällen traten starke Abplatzungen auf, die zu einer Zerstörung der Proben führten. Das Bersten des Bohrkerns aus Opalsandstein erfolgte explosionsartig und hatte eine Zerstörung des Quarzglasmeßsystems zur Folge.

Während bei der Untersuchung von Betonzuschlägen und hydratisiertem Zement die Probenabmessungen wegen der relativ guten Homogenität der Materialien eine untergeordnete Rolle spielt, ist bei der Messung an Betonbohrkernen aufgrund der geringen Probenabmessungen ( $l = 4,5 \text{ cm}$ ,  $\varnothing = 1,9 \text{ cm}$ )

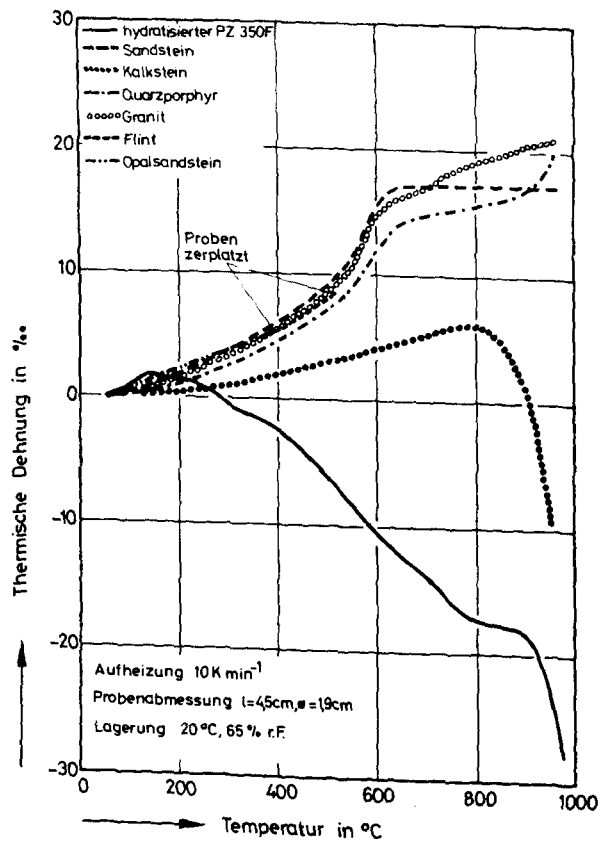


Abb. 2.19:

Thermische Dehnung verschiedener Zuschläge im Vergleich zu hydratisiertem Portlandzement

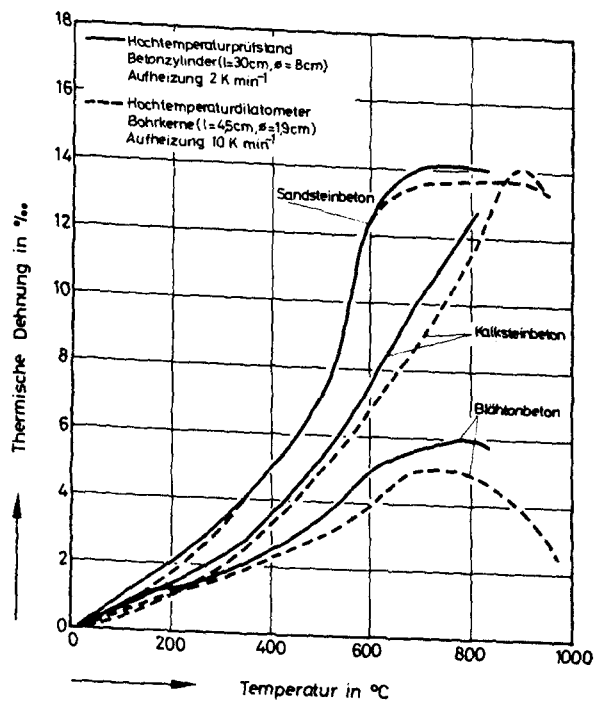


Abb. 2.20:

Thermische Dehnung von Betonen mit verschiedenen Zuschlägen



und der damit verbundenen mangelhaften Repräsentativität mit einer Verfälschung der Ergebnisse zu rechnen. Es wurde deshalb ein Vergleich mit den Meßwerten durchgeführt, die an hinreichend großen Betonzylindern ( $l = 30$  cm,  $\varnothing = 8$  cm) auf dem Hochtemperaturprüfstand gewonnen wurden. Abb. 2.20 zeigt, daß die Übereinstimmung für die untersuchten Betone mit jeweils einheitlichem Zuschlagmaterial recht gut ist. Die Abweichungen liegen unter 10 %, wobei zu berücksichtigen ist, daß es sich nicht um Mittelwerte, sondern die Ergebnisse nur einer Messung handelt. Es bleibt noch zu klären, ob die Übereinstimmung bei Betonen, die nicht mit ausschließlich einer Zuschlagart hergestellt wurden, gleich gut ausfällt. Aufgrund des sehr ähnlichen Ausdehnungsverhaltens der untersuchten Zuschlaggesteine (vgl. Abb. 2.19) kann jedoch erwartet werden, daß die Untersuchung relativ kleiner Bohrkern im Hochtemperaturdilatometer Ergebnisse liefert, die durchaus mit denen des Hochtemperaturprüfstandes vergleichbar sind.

### 3. Auswirkungen thermomechanischer Beanspruchungen auf das Festigkeitsverhalten von Betonen

#### 3.1. Mechanisch - technologische Untersuchungen

Zur Ermittlung des Temperatureinflusses auf die Materialeigenschaften des Betons genügt es häufig, Kurzzeitversuche durchzuführen, die den in der Praxis auftretenden Beanspruchungen entsprechen. Da wir es in thermisch beanspruchten Betonbauwerken - abgesehen vom Brandfall - jedoch durchweg mit langfristig auftretenden Temperaturbeanspruchungen zu tun haben, wird man allgemein davon ausgehen müssen, daß die in Kurzzeitversuchen feststellbaren Werkstoffschädigungen bei längeren Beanspruchungsdauern eher zunehmen, so daß sich aus Kurzzeitversuchen zwar Aussagen über das Materialverhalten unter relativ kurzer, intensiver Temperatureinwirkung gewinnen lassen; weiterführende und vertiefte Angaben, insbesondere über technische Anwendungsgrenzen des Betons sind jedoch nur mit Einschränkungen möglich. Um diese Einschränkungen zu beseitigen hat sich deshalb eine Kombination aus Kurzzeit- und Langzeitversuchen als besonders zweckmäßig erwiesen. Die Versuche werden dabei teils bei konstanten und zum Teil bei veränderlichen Temperaturen durchgeführt. Im Rahmen dieser Arbeit wurden folgende Untersuchungsmethoden angewandt:

- Versuchsart I: Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton bei hohen Temperaturen (stationär).
- Versuchsart II: Ermittlung von Zwangskräften in dehnungsbehinderten Betonproben unter Erwärmung (instationär).
- Versuchsart III: Ermittlung der Verformungen bei Erwärmung belasteter Betonproben (instationär).
- Versuchsart IV: Ermittlung der Kriechverformungen von Betonproben bei hohen Temperaturen (stationär).

Das Verhalten des Betons unter thermischer Beanspruchung wird naturgemäß durch eine Vielzahl von Parametern beeinflusst, weshalb es sich als zweckmäßig erwies, die vorgeschlagenen Untersuchungsmethoden

so weit wie möglich simultan anzuwenden. Dadurch waren die Voraussetzungen geschaffen, um allgemeinere Aussagen über das Werkstoffverhalten des Betons zu gewinnen. Neben den hier angegebenen Untersuchungsmethoden sind selbstverständlich eine große Anzahl anderer Methoden, die teils ähnlich, zum anderen jedoch auch nach anderen Prinzipien aufgebaut sind, denkbar. Im Hinblick auf die besondere Zielsetzung der Untersuchungen wird darauf hier jedoch nicht weiter eingegangen.

Die für diese Arbeit erforderlichen experimentellen Untersuchungen wurden an einer speziellen Hochtemperatur-Prüfanlage durchgeführt, deren Aufbau und Ausrüstung bereits im 1. Jahresbericht 1973/74 des Sonderforschungsbereiches ausführlich beschrieben ist. Zur Prüfanlage gehört ein eigens zur Durchführung dieser Versuche entwickeltes kombiniertes Kraftmeß- und Dilatometersystem. Dieses System gestattet die Durchführung von Verformungsmessungen bei stationärer und instationärer Wärmebeanspruchung bis nahezu  $1000^{\circ}\text{C}$ . Die Betonkörper können dabei verschiedenartigen Belastungs- und Temperaturzyklen unterworfen werden. Die beantragte und auch genehmigte zweite Hochtemperatur-Prüfanlage stand aufgrund der allgemeinen Investitionssperre während dieses Untersuchungszeitraums allerdings nicht zur Verfügung. Mit ihrer Lieferung und Inbetriebnahme wird Mitte 1977 gerechnet.

Da bei den Versuchen von vornherein Temperaturen weit über  $100^{\circ}\text{C}$  vorgesehen waren, schien es nicht zweckmäßig, die Betonprobekörper, wie z.B. bei Untersuchungen mit Reaktorbetonen üblich, zu versiegeln. Insofern ergibt sich eine gewisse Einschränkung hinsichtlich der Übertragung der Versuchsergebnisse auf Verhältnisse, die nicht dem Brandfall entsprechen. Andererseits sei jedoch darauf hingewiesen, daß beispielsweise im Linerbereich und auch im Bereich von Rohrdurchführungen in Reaktorbehältern partiell durchaus mit Temperaturen von weit über  $100^{\circ}\text{C}$  zu rechnen ist, was zu einem bereichsweise sehr intensiven Feuchtigkeitstransport und letztlich zu einer weitgehenden Austrocknung des Betons führen kann. Diese Vorgänge dürften den in den Versuchen realisierten, auf den Brandfall bezogenen thermischen Bedingungen - nämlich einer relativ raschen Austrocknung des Betons bei rascher Temperatureinwirkung - nahe kommen, so daß auch eine Übertragung der Meßergebnisse auf viele andere in der Praxis vorliegende Verhältnisse möglich ist.

Im Hinblick auf die Reproduzierbarkeit der Versuche wurde der Herstellung der Probekörper besondere Aufmerksamkeit geschenkt. Bei mechanisch-technologischen Untersuchungen an Betonen spielt vor allem die Probengeometrie eine Rolle. Das Bruchverhalten von Proben geringer Schlankheit ( $h : d = 1$ ) wird beispielsweise ganz wesentlich durch die Reibungsverhältnisse zwischen Probenstirnfläche und Druckstempel bestimmt. Untersuchungen haben ergeben, daß Schlankheiten  $h : d$  zwischen zwei und fünf für Betonuntersuchungen am besten geeignet sind. Die kleinste Probenabmessung dagegen hängt von der Größe des Zuschlagstoffes ab; dabei sollte der Durchmesser des größten Kornes ein Fünftel der kleinsten Probenabmessung nicht überschreiten. Aus betontechnologischen Gründen sollte das Größtkorn bei Betonmischungen jedoch nicht unter 16 mm liegen, so daß sich für die vorliegenden Untersuchungen ein Probendurchmesser von 80 mm anbot. Die Probenlänge wurde auf 300 mm festgelegt.

Für die hier gewählten Probekörperabmessungen ergaben sich bei den Versuchen mit einer Aufheizgeschwindigkeit von  $2 \text{ K min}^{-1}$  radiale Temperaturdifferenzen von rund 50 K. Diese Unschärfe wurde jedoch bewußt in Kauf genommen, weil nach den vorliegenden Erfahrungen eine Beeinflussung der Meßergebnisse durch Temperaturspannungen nicht zu befürchten war. In jeden Probekörper waren insgesamt fünf Thermoelemente einbetoniert. Die Versuchstemperatur wurde durch Mittelwertbildung aus diesen fünf Meßstellen berechnet.

### 3.2. Mischungsaufbau und Eigenschaften der untersuchten Betone

Bei der Auswahl der Betonmischungen waren verschiedene Faktoren zu berücksichtigen und gegeneinander abzuwägen. Aufgrund der Investitionssperre und der damit verbundenen Einschränkungen bezüglich der mechanisch-technologischen Untersuchungen war von vornherein klar, daß es nicht möglich sein würde, das ursprünglich vorgesehene Versuchsprogramm vollständig abzuwickeln. Die experimentellen Arbeiten sind deshalb bewußt auf bestimmte Gebiete konzentriert worden, wobei die Auswahl und Festlegung bestimmter Betonarten und -mischungen so erfolgte, daß es möglich war, mit einem Minimum von Versuchen ein weites Spektrum der interessierenden Frage abzudecken.

Einen wesentlichen Aspekt der Untersuchungen bildete die Frage des Hochtemperaturverhaltens von Leichtbetonen, weil darüber, abgesehen von den beiden bekannten Arbeiten von Weigler /10/ und Abrams /11/, in der Literatur praktisch keine Hinweise zu finden sind. Als Zuschlag wurden zwei verschiedene Blähtone (Leca und Korlin) eingesetzt. Durch die Zugabe unterschiedlicher Mengen Quarzsand wurden Rohdichten von  $1380 \text{ kg/m}^3$  und  $1790 \text{ kg/m}^3$  erreicht, so daß ein großer Teil der praktisch vorkommenden Rohdichteklassen abgedeckt war. In Tabelle 3.1 sind die untersuchten Leichtbetonmischungen angegeben.

Einen weiteren Schwerpunkt bildeten Untersuchungen an Kiesbetonen mit überwiegend quarzitischem Zuschlagmaterial. Als wesentlicher Mischungsparameter diente dabei der Zementleimgehalt im Beton, weil zu erwarten war, daß die von der Dehydratation abhängigen Entfestigungs- und Verformungsprozesse im Beton nicht unwesentlich von der absoluten Menge an Hydratationsprodukten im Grundmaterial abhängen. Die Zusammensetzung der jeweiligen Betonmischungen ist in Tabelle 3.2 angegeben.

Tabelle 3.1: Mischungsaufbau der verwendeten Leichtbetonprobekörper

			L B 1 - 6	L B 7 - 8
Portlandzement 450 F		$\text{kg/m}^3$	350	-
Portlandzement 350 F		$\text{kg/m}^3$	-	375
Quarzsandzuschlag	0 - 2 mm	$\text{kg/m}^3$	265	650
Leca-Zuschlag	0 - 2 mm	$\text{kg/m}^3$	210	-
Leca-Zuschlag	2 - 4 mm	$\text{kg/m}^3$	105	-
Leca-Zuschlag	4 - 8 mm	$\text{kg/m}^3$	125	-
Leca-Zuschlag	8 - 16 mm	$\text{kg/m}^3$	160	-
Leichtzuschlag	4 - 8 mm	$\text{kg/m}^3$	-	290
Korlin A				
Leichtzuschlag	8 - 16 mm	$\text{kg/m}^3$	-	290
Korlin A		$\text{kg/m}^3$	225	185
Gesamtwasser		$\text{kg/dm}^3$	1,42	1,84
Frischbetonrohichte		$\text{kg/dm}^3$	1,38	1,79 (50 Tg.)
Rohdichte (28 Tage)				

Tabelle 3.2: Mischungsaufbau der verwendeten Normalbetonprobekörper

		V R 1 - 13	V R 01 - 04
Portlandzement 350 F	kg/m <sup>3</sup>	340	240
Kieszuschlag 0 - 4 mm	kg/m <sup>3</sup>	625	695
Kieszuschlag 4 - 8 mm	kg/m <sup>3</sup>	480	510
Kieszuschlag 8 - 16 mm	kg/m <sup>3</sup>	735	785
Gesamtwasser	kg/m <sup>3</sup>	165	210
Frischbetonrohddichte	kg/dm <sup>3</sup>	2,38	2,38
Rohddichte (28 Tage)	kg/dm <sup>3</sup>	2,35	2,32
Ausbreitmaß	cm	35,5 ± 1	38,5 ± 1

Von jeder Betonmischung wurden mehrere Versuchsserien hergestellt. Jede Serie umfaßte einschließlich der erforderlichen Vergleichswürfel mindestens 16 Probekörper von denen jeweils 10 als Hochtemperatur-Proben dienten. Insgesamt sind bisher 25 Betonserien untersucht worden. Tabelle 3.3 gibt eine vollständige Übersicht über die bisher geprüften Serien. Ungefähr die Hälfte der angegebenen Serien muß allerdings dem ersten Förderungszeitraum zugerechnet werden.

Tabelle 3.3 gibt weiterhin einen Überblick über die erreichten Betonfestigkeiten nach 28 Tagen und im Prüfalalter bei 20°C. Zusätzlich ist die Probenfeuchtigkeit der Hochtemperatur-Proben zum Zeitpunkt ihrer Prüfung angegeben. Aufgrund der relativ langen Probenlagerung unter Normklima (20/65) ist die Feuchtigkeit der Proben überwiegend gering. Die gewählten hygrothermischen Randbedingungen der Betonproben entsprechen somit überwiegend den im Stahlbetonhochbau in geschlossenen Räumen vorherrschenden Bedingungen. Eine Ausnahme bildeten diesbezüglich die Serien LB 7 und LB 8, wo für den Zeitpunkt der Prüfung von vornherein eine hohe Betonfeuchte angestrebt wurde, um bestimmte Aussagen über den Einfluß des Feuchtegehaltes auf das Hochtemperaturverhalten von Leichtbetonen zu gewinnen.

Tabelle 3.3: Betontechnologische Daten der Probekörper

Betonserie	Würfelfestigkeit in $\text{kp/cm}^2$ nach 28 Tagen	Prüfalter in Tagen	Festigkeit in $\text{kp/cm}^2$		Feuchtig- keit der Probekörper
	$\beta_{w_{28}}$	t	$\beta_{w_t}$	$\beta_{z_t}$	in %
V R 1	536	172	562	392	-
V R 2	503	162	517	322	2,2
V R 3	521	241	555	372	2,3
V R 4	557	239	599	382	2,3
V R 5	445	198	563	376	2,3
V R 6	477	291	562	366	2,3
V R 7	489 (42 Tg.)	330	544	360	2,2
V R 8	498	343	588	417	2,2
V R 9	475	398	538	360	2,1
V R 10	476	401	567	327	2,3
V R 11	475	450	539	334	1,9
V R 12	521	540	586	383	1,8
V R 13	517	577	608	413	2,1
L B 1	187	760	222	184	2,8
L B 2	237	756	248	236	2,5
L B 3	233	745	267	221	2,6
L B 4	237	788	215	214	3,0
L B 5	236	965	259	254	2,9
L B 6	238	1193	229	251	2,9
L B 7	359	50	396	322	5,7
L B 8	359	50	376	243	5,9
V R 01	271	563	272	155	1,25
V R 02	279	549	291	149	1,1
V R 03	302	548	335	211	1,5
V R 04	285	540	295	163	1,5

### 3.3. Untersuchungsergebnisse zum Verformungs- und Relaxationsverhalten

#### 3.3.1. Einfluß der Aufheizgeschwindigkeit

Der zeitliche Verlauf einer Temperaturbeanspruchung von Stahlbetonbauteilen im Brandfall wird i.a. sehr unterschiedlich sein, da er von einer Vielzahl sich gegenseitig beeinflussender Parameter abhängt. Es ist daher von Bedeutung, den Einfluß der Aufheizgeschwindigkeit auf das Materialverhalten zu kennen. Aus diesem Grunde wurden Versuche mit unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten ( $0,5$  bis  $4 \text{ K min}^{-1}$ ) durchgeführt. Die Versuchsergebnisse sind in den Abbildungen 3.1 - 3.3 dargestellt. Einachsigt belastete Betonproben zeigen bei der geringen Beanspruchung von  $10 \%$  ihrer Kurzzeitbruchlast bei  $20^\circ\text{C}$  während der Aufheizphase keine signifikanten Unterschiede im Deformationsverhalten (Abb. 3.1).

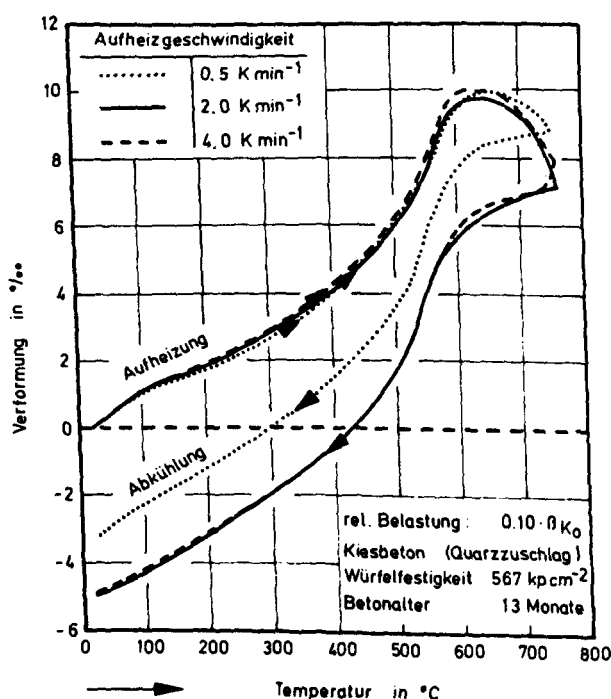


Abb. 3.1:

Verformung einachsigt  
belasteter Betonproben  
bei unterschiedlichen  
Aufheizgeschwindigkeiten  
(VR 10)

Die nach dem Abkühlen verbleibende irreversible Stauchung fiel bei dem mit  $0,5 \text{ K min}^{-1}$  relativ langsam aufgeheizten Probekörper entgegen den theoretischen Erwartungen mit  $3 \%$  sogar geringer aus, als bei den mit  $4 \text{ K min}^{-1}$  beheizten Proben. Bei einer höheren Ausnutzung der Tragfähigkeit wirkt sich die Aufheizgeschwindigkeit allerdings deutlicher aus (Abb. 3.2): Während der mit  $4.0 \text{ K min}^{-1}$  aufgeheizte Betonkörper im Verlauf der gesamten Aufheizphase eine geringfügige Dehnung zeigt,



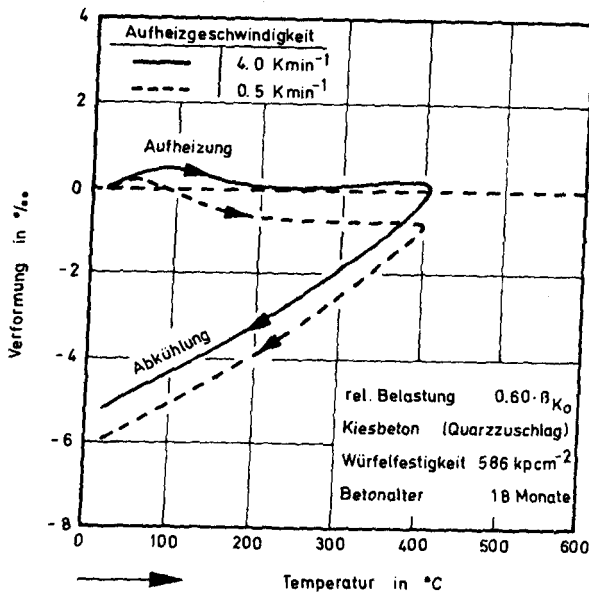


Abb. 3.2:

Verformung einachsige  
belasteter Betonproben  
bei unterschiedlichen  
Aufheizgeschwindigkeiten  
(VR 12)

wird die sehr langsam aufgeheizte Probe stärker verformt. Bereits bei 100°C beginnt eine Stauchung, die im Bereich von 150°C bis 400°C nahezu unverändert bleibt und ca. 1 ‰ beträgt. Nach dem Abkühlen weist die langsam erwärmte Probe ebenfalls eine größere Stauchung auf als die relativ rasch erwärmte - hier tritt also der erwartete Zeiteinfluss in Erscheinung.

Aufgrund der Ergebnisse an einachsige belasteten Betonproben mußte angenommen werden, daß auch im Falle einer vollständigen Dehnungsbehinderung die auftretenden Zwangskräfte nicht in entscheidender Weise von der Aufheizgeschwindigkeit abhängen. Aus Abb. 3.3 geht hervor, daß das absolute Maximum in den Zwangskräften nur unwesentlich von der Versuchsdauer beeinflusst wird, allerdings scheinen zu Beginn langsamer Aufheizevorgänge (1 K min<sup>-1</sup>) geringere Zwängungen aufzutreten. Entscheidend für die maximalen Zwangskräfte ist demnach nicht die Beanspruchungsdauer, sondern die Beanspruchungstemperatur. Im Hinblick auf die Beurteilung von Zwangskräften in massigen Betonbauteilen ist dieses Ergebnis besonders wichtig.

Nach Beendigung der Aufheizung kühlten die Betonkörper langsam ab, wobei eine konstante Belastung von 30 % der Kurzzeitbruchlast aufrecht erhalten wurde. Dieses führt zu erheblichen Stauchungen, die bei Raumtemperatur in der Größenordnung von 12 ‰ lagen. In keinem Fall wurde

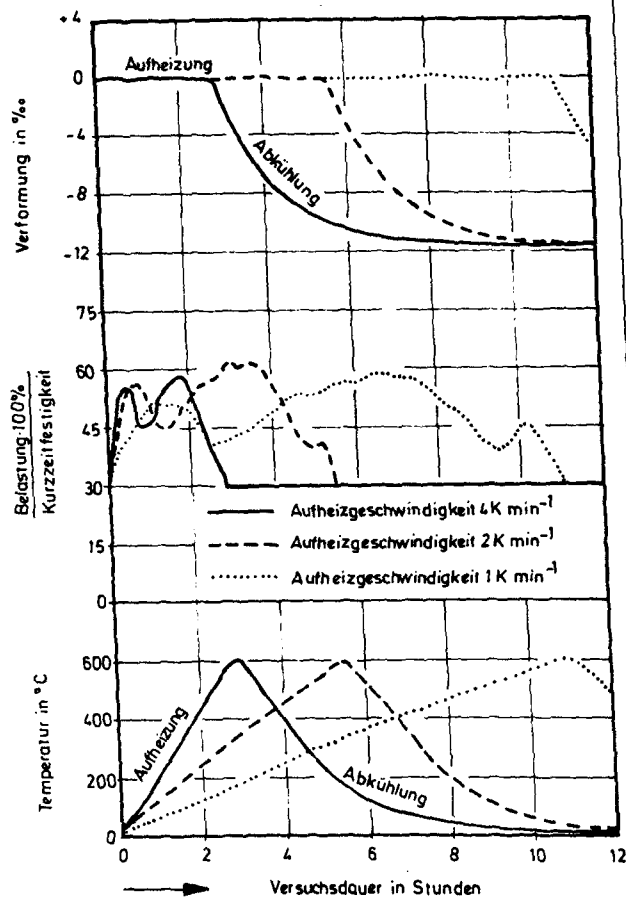


Abb. 3.3:

Zwängungskräfte bei  
beheizten Betonprobe-  
körpern (VR 11)

allerdings ein vorzeitiges Versagen eines Betonprobekörpers während der Abkühlphase beobachtet, obwohl alle Körper nach den Versuchen äußerlich starke Anzeichen struktureller Veränderungen auswiesen und von Rissen durchsetzt waren.

Die beobachteten Unterschiede zu Beginn der thermomechanischen Beanspruchung ( $\theta < 150^{\circ}\text{C}$ ) deuten auf einen engen Zusammenhang zwischen Betonfeuchtigkeit und Zwängungen hin. Die Untersuchungen, über die in 3.3.2. berichtet wird, sollten zu einer Klärung dieses Effekts beitragen und den maximal möglichen Einflußbereich der Betonfeuchte eingrenzen.

### 3.3.2. Einfluß der Betonfeuchte

Für die Untersuchung des Einflusses der Betonfeuchte auf das Verformungs- und Relaxationsverhalten von Beton wurde eine Reihe gleichartiger Betonprobekörper einer bestimmten Vorbehandlung unterworfen: Einige Probekörper wurden vor den Versuchen bei  $105^{\circ}\text{C}$  bis zur Gewichts-

konstanz getrocknet, andere dagegen zunächst 7 Tage unter Wasser und dann 14 Tage im Klimaraum bei 20°C und 65 % relativer Luftfeuchtigkeit gelagert.

Während die Betonfeuchte für das thermische Ausdehnungsverhalten von Kiesbeton im Hochtemperaturbereich eine untergeordnete Rolle spielt (vgl. Abb. 3.4), ergaben die nach der Vorbehandlung durchgeführten Zwängungsversuche, wie Abb. 3.5 zeigt, deutliche Unterschiede im temperaturabhängigen Verlauf der Zwangskräfte. Die bei den in 3.3.1. diskutierten Zwängungsmessungen beobachteten Phänomene lassen sich anhand dieser Versuche deutlich identifizieren. Der bei 105°C vorgetrocknete Beton erreicht schon nach Erwärmung auf ungefähr 100°C Zwängungsspitzen, die bei 70 % seiner Kurzzeitbruchlast liegen. Dieser Zwängungspeak baut sich allerdings relativ rasch ab. Bis zu Temperaturen von etwa 450°C bleiben die Zwängungen dann nahezu konstant, um schließlich noch weiter zurückzugehen. Ganz anders dagegen ist das Verhalten des wassergelagerten Betons. Die künstlich erhöhte Betonfeuchtigkeit<sup>+)</sup>  führt offensichtlich zu einer erhöhten Gleitfähigkeit in der Makro- bzw. Mikrostruktur, so daß der bei weniger feuchten oder sogar vorgetrockneten Probekörpern festgestellte Zwängungspeak bei etwa 100°C in diesem Fall wesentlich geringer ausfällt. Weiterhin tritt - wie auch bei Versuchen mit normal gelagerten Betonproben beobachtet - im Temperaturbereich von 100°C bis 200°C ein deutliches Minimum in den Zwängungen auf, das ursächlich mit den zur Kapillarentwässerung parallellaufenden Schwindvorgängen verknüpft zu sein scheint. Das absolute Maximum in den Zwängungen tritt ähnlich wie bei den in Abb. 3.3 dargestellten Versuchen bei rund 450°C auf. Danach nehmen die Zwängungen schnell ab, wobei gegenüber den vorgetrockneten Betonproben eine Verschiebung in Richtung höherer Temperaturen zu beobachten ist. Eine Erklärung konnte dafür bisher nicht gefunden werden.

---

<sup>+)</sup>  Bei den wassergelagerten Proben wurde eine Wasseraufnahme von 2,7 Gew.-% festgestellt, so daß der Feuchtegehalt insgesamt bei 4,5 bis 5,3 Gew.-% gelegen haben dürfte.

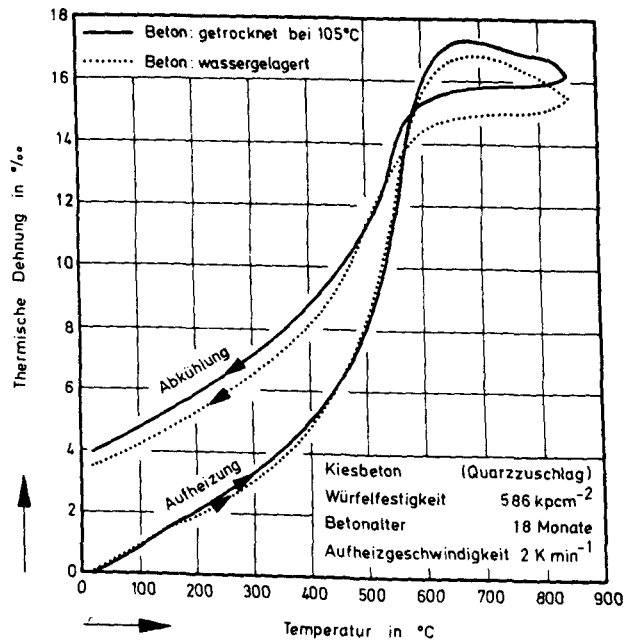


Abb. 3.4:

Thermische Dehnung von  
 Normalbeton nach unter-  
 schiedlicher Vorbehandlung  
 (VR 12)

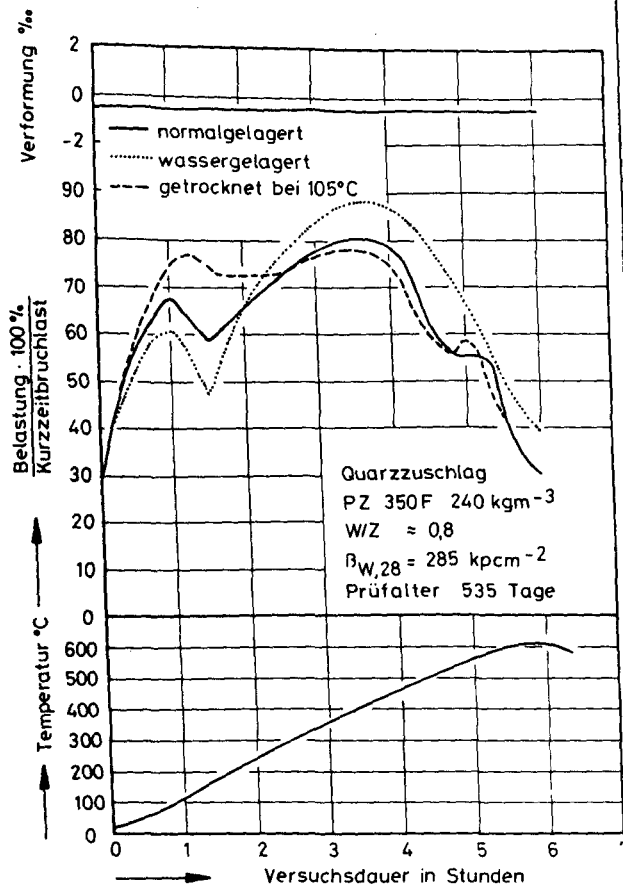


Abb. 3.5:

Zwängungskräfte bei  
 Beheizung von dehnungs-  
 behinderten Betonprobe-  
 körpern (VR 04)

Die Verformung wassergelagerter und getrockneter Betonproben unter instationärer Wärmebeanspruchung ist für verschiedene Belastungen in Abb. 3.6 dargestellt. Es zeigt sich, daß ein Einfluß der Betonfeuchte auf die kritische Betontemperatur praktisch nicht vorhanden ist. Die Verformungen nehmen - ähnlich wie bei einer Verringerung der Aufheizgeschwindigkeit - bei den getrockneten Probekörpern jedoch mit wachsender Ausnutzung zu; dies wird besonders bei der mit 60 % der Kurzzeitbruchlast bei 25°C belasteten Probe deutlich. Der geringe Einfluß der Betonfeuchte auf die kritische Betontemperatur ist in sofern verständlich, als ein erhöhter Anteil an freiem Betonwasser im Prinzip auf dem bei 600 bis 1000°C vorliegenden haufwerksähnlichem Materialzustand keine entscheidenden Auswirkungen mehr haben kann, da bis auf einen geringen Anteil an chemisch gebundenem Wasser bei diesen Temperaturen das gesamte Betonwasser längst ausgedampft ist.

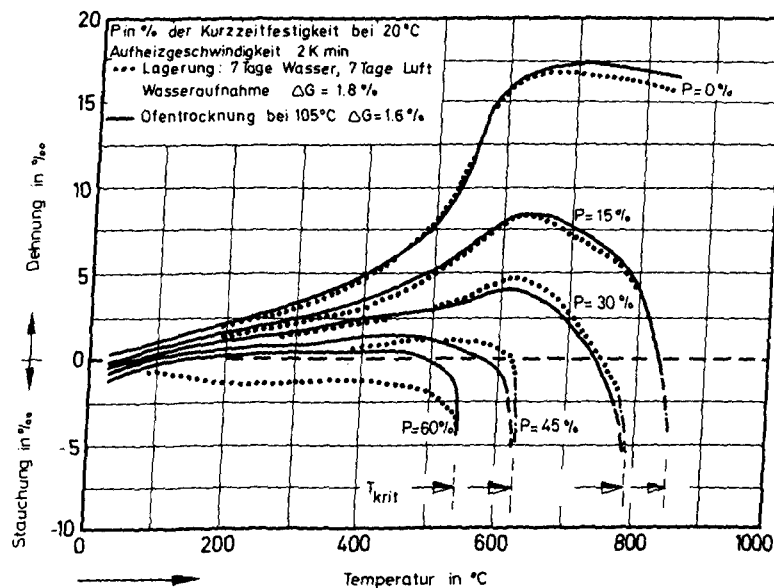


Abb. 3.6: Verformung von wassergelagerten und getrockneten Betonproben unter instationärer Wärmebeanspruchung  
(VR 13)

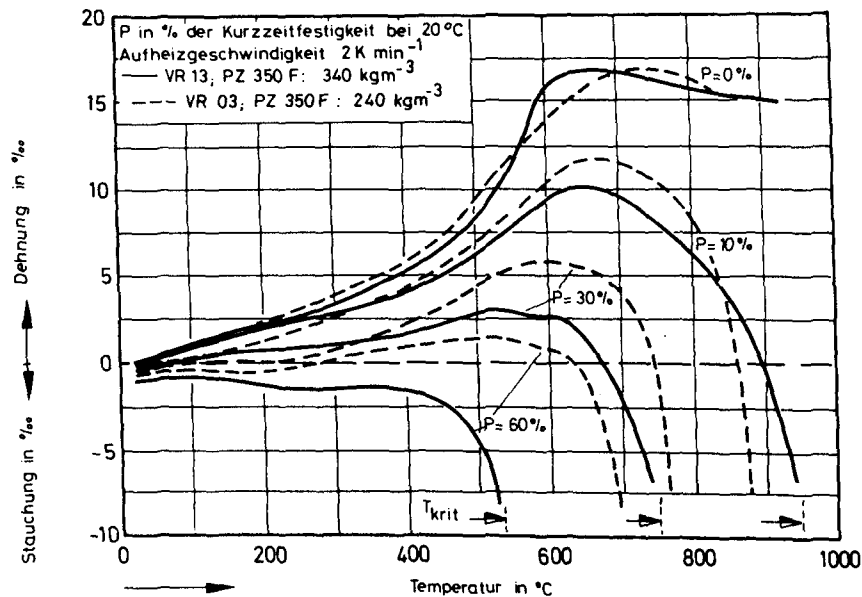


Abb. 3.7: Gesamtverformung von beheizten Normalbetonprobekörpern unterschiedlichen Zementgehaltes unter Druckbeanspruchung

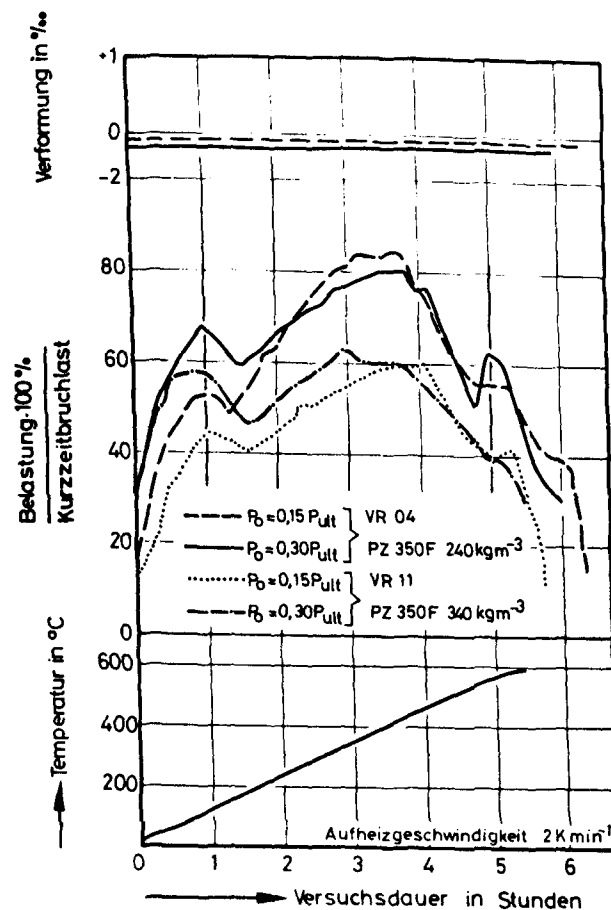


Abb. 3.8:

Zwängungskräfte in beheizten Betonprobekörpern mit unterschiedlichem Zementgehalt unter Dehnungsbehinderung

### 3.3.3. Einfluß des Zementgehalts

Die in der Praxis verwendeten Betonmischungen werden den jeweiligen Anforderungen bezüglich Konsistenz und zu erreichender Festigkeit angepaßt, so daß es nur schwer möglich ist, ein für Konstruktionsbetone durchschnittlich geltendes typisches Mischungsverhältnis Zement : Zuschlag : Wasser anzugeben. Aus diesem Grunde wurden zwei verschiedene Betonmischungen untersucht (vgl. Tab. 3.2), die einen unterschiedlichen Zementgehalt und einen unterschiedlichen Wasserzementwert aufweisen. Der Einfluß des Zementgehalts auf die bei der Aufheizung dehnungsbehinderter Normalbetonprobekörper auftretenden Zwängungskräfte sowie auf die Gesamtverformung beheizter Probekörper unter Druckbeanspruchung ist in den Abbildungen 3.7 und 3.8 dargestellt. Anhand dieser Diagramme können folgende Feststellungen getroffen werden:

- a) ein niedriger Zementgehalt verursacht bei Dehnungsbehinderung höhere Zwängungskräfte
- b) die kritische Betontemperatur des zementreicheren Betons ist bei hohen Ausnutzungsgraden niedriger
- c) die zementreichen Betone kriechen stärker als Betone mit niedrigem Zementgehalt

Bezüglich des Verlaufs der Gesamtverformung bei instationärer Temperaturbeanspruchung ergibt sich folgendes Bild: Im Fall der thermischen Dehnung ( $P = 0$ ) ist bei dem zementärmeren Beton - nach anfänglicher Übereinstimmung der Verformungskurven - im Temperaturbereich von  $200 - 550^{\circ}\text{C}$  eine um ca. 1 ‰ stärkere Dilatation zu verzeichnen. Im Bereich bis  $700^{\circ}\text{C}$  fällt die thermische Dehnung dann etwas geringer aus, um anschließend wieder die des zementreicheren Betons zu übertreffen.

Eine Belastung der Probekörper mit 10 % der Kurzzeitbruchlast bei R.T. hat bis zu  $300^{\circ}\text{C}$  eine geringere Dehnung des zementärmeren Betons zur Folge, mit ansteigender Temperatur wird die Dehnung dann jedoch bis zu 3 ‰ größer als bei dem Vergleichskörper. Während bei einer "Vor-

spannung" von 30 % dieser Kurvenverlauf noch ausgeprägter wird, bewirkt eine Ausnutzung von 60 %, daß die Verformungskurve des zementreicheren Betons während der gesamten Aufheizphase unterhalb der des zementärmeren verläuft. Die erreichte kritische Betontemperatur fällt dementsprechend um ca.  $150^{\circ}\text{C}$  niedriger aus.

Die Untersuchungen an zwei Betonen unterschiedlichen Zementgehalts haben somit gezeigt, daß die zementärmere Mischung bei der Aufheizung unter Vorspannung selbst bei hoher Ausnutzung bis zu einer Temperatur von  $600^{\circ}\text{C}$  praktisch keine Stauchung erfährt. Bei der Aufheizung unter vollständiger Dehnungsbehinderung (s. Abb. 3.8) treten bei diesem Beton konsequenter Weise relativ hohe Zwängungskräfte auf - es werden Werte bis zu 85 % der Kurzzeitfestigkeit bei  $20^{\circ}\text{C}$  erreicht. Bei dem zementreicheren Beton betragen die maximalen Zwangskräfte dagegen nur etwa 70 %.

#### 3.3.4. Einfluß der Betonart

Im Mittelpunkt der bisher durchgeführten Untersuchungen standen Betone mit Zuschlägen aus dem Norddeutschen Raum, die überwiegend Quarz enthalten. Um zu allgemeingültigen Aussagen über das Hochtemperaturverhalten von Festbeton zu gelangen, ist es von grundsätzlichem Interesse, auch den Einfluß der Betonart - d.h. zunächst des verwendeten Zuschlagmaterials - auf das Verformungs- und Relaxationsverhalten zu studieren. Während des Berichtszeitraums wurde der Schwerpunkt dieser Untersuchungen auf Konstruktionsleichtbetone mit Blähtonzuschlag gelegt, weil zum gegenwärtigen Zeitpunkt auf diesem Gebiet ein großer Mangel an Versuchsergebnissen besteht. Es schien deshalb zweckmäßig, möglichst rasch die erforderlichen Grundlagen zu schaffen und Untersuchungen an Normalbetonen mit besonderen Zuschlägen zunächst zurückzustellen.

Erste Messungen galten der thermischen Dehnung von Betonen, weil diese naturgemäß entscheidend von dem verwendeten Zuschlagmaterial beeinflusst wird. Abb. 3.9 zeigt die thermische Dehnung eines Blähtonbetons, eines Sandsteinbetons sowie eines Kalksteinbetons, der im Süddeutschen Raum eine bedeutende Rolle spielt und vielfach - teilweise sogar zu Unrecht - als vorteilhaft für den Einsatz bei hohen Tempera-



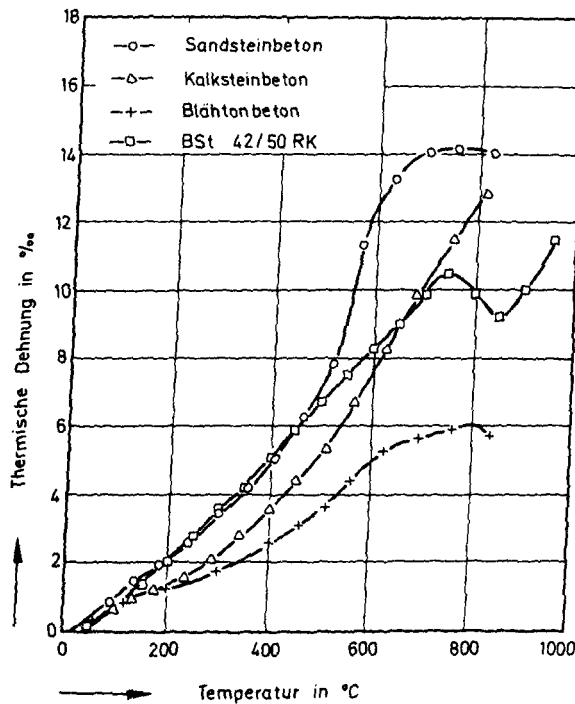


Abb. 3.9:

Thermische Dehnung  
von Betonen mit ver-  
schiedenen Zuschlägen  
und Betonstahl

turen empfohlen wird. Zum Vergleich ist die thermische Dehnung des häufig verwendeten Betonstahls BST 42/50 RK mit in das Diagramm eingezeichnet worden. Die untersuchten Betone zeigen bei Temperaturen von mehr als  $100^{\circ}\text{C}$  ein deutlich unterschiedliches Verhalten: Bis etwa  $500^{\circ}\text{C}$  entspricht das Ausdehnungsverhalten des Sandsteinbetons etwa dem des Betonstahls - diese Tatsache dürfte sich z.B. günstig auf das Verbundverhalten in Stahlbetonkonstruktionen auswirken - infolge der Quarzinversion bei  $573^{\circ}\text{C}$  nimmt die Dehnung dann jedoch stark zu und erreicht schließlich einen Wert von ca. 14 ‰. Der Kalksteinbeton zeigt eine geringere thermische Dehnung, die Differenz zum Sandsteinbeton beträgt im mittleren Temperaturbereich ( $200 \leq \theta \leq 500^{\circ}\text{C}$ ) 1 bis 2 ‰, bei  $700^{\circ}\text{C}$  dagegen 4 ‰. Die geringste Temperaturdehnung weist der Konstruktionsleichtbeton mit Blähtonzuschlag auf; sie beträgt bei  $800^{\circ}\text{C}$  nur knapp 6 ‰. Bei höheren Temperaturen setzt ein Schrumpfen ein, das sich bei dieser Messung nur andeutet, aber mit dem Hochtemperaturdilatometer zwischenzeitlich eindeutig nachgewiesen werden konnte (vgl. 2.3.5.) und - wie Messungen an einzelnen Zuschlagkörnern gezeigt haben - auf das Schrumpfen des Blähtons zurückzuführen ist.

Weitere Messungen zum Verformungs- und Relaxationsverhalten wurden aus den oben angeführten Gründen an zwei Konstruktionsleichtbetonen<sup>+)</sup>  mit Blähtonzuschlag durchgeführt. Die Ergebnisse der Untersuchungen sind in den Abbildungen 3.10 bis 3.12 dargestellt. Aus Übersichtsgründen sind sie dem Verhalten eines zementarmen Normalbetons<sup>+)</sup>  gegenübergestellt. Anhand dieser Untersuchungen wird die dominierende Rolle des thermischen Ausdehnungsverhaltens der verwendeten Zuschlagstoffe ebenfalls deutlich. Während bei dem quarzitischen Beton Zwängungskräfte auftreten, die bis zu 85 % der Kurzzeitbruchlast bei 20°C betragen können, erreicht der Leichtbeton beispielsweise nur Maximalwerte von ca. 50 % (vgl. Abb. 3.10 und 3.11). Bei beiden Betonarten nimmt die Zwangskraft ein ausgeprägtes relatives Minimum im Bereich 100 - 200°C an. Es handelt sich hier offensichtlich um einen Effekt, der nicht vom verwendeten Zuschlag abhängig ist, sondern wie bereits erwähnt auf die in diesem Bereich einsetzende Verdampfung des Kapillarwassers und damit in Verbindung stehende Schwindvorgänge in der Zementsteinmatrix zurückgeführt werden kann.

Bei weiterer Temperaturerhöhung steigen die Zwangskräfte erneut an. Wegen der geringen thermischen Dehnung und des kleineren E-Moduls des Leichtbetonzuschlags fällt das zweite Maximum beim Leichtbeton mit ca. 45 % deutlich geringer aus als beim Normalbeton. Ab 500°C überwiegen dann in beiden Fällen Kriechen und Relaxation, d.h., obwohl die Temperaturen weiter ansteigen - und damit auch die thermische Dehnung - nehmen die Zwangskräfte laufend ab.

In Abb. 3.12 sind die temperaturabhängige Gesamtverformung beheizter Normal- und Leichtbetonprobekörper unter einachsiger Druckbeanspruchung gegenübergestellt. Dabei wird deutlich, daß sich die geringere thermische Dehnung des Leichtbetons ebenso wie sein geringerer E-Modul - beide ebenfalls verantwortlich für das Auftreten kleinerer Zwängungskräfte - insbesondere bei der Belastung der Probekörper auswirken:

---

<sup>+)</sup>  Mischungsaufbau siehe Tabelle 3.1 und 3.3

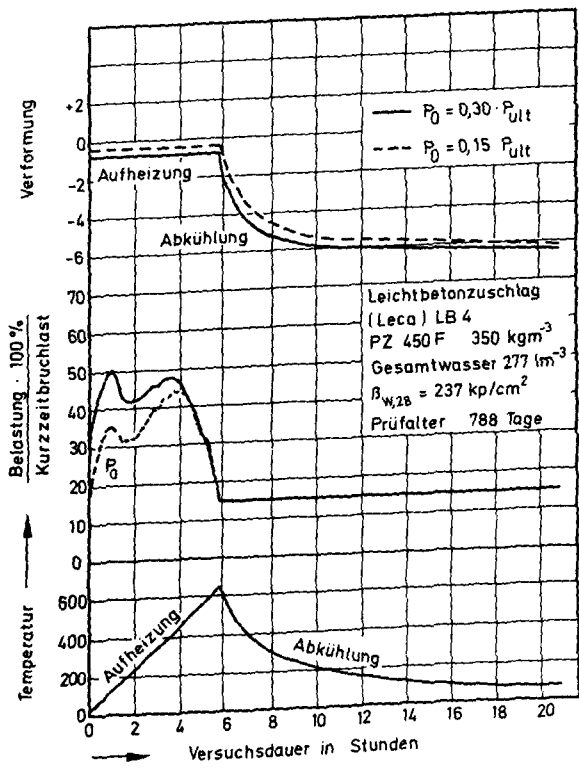


Abb. 3.10:  
Zeitliche Entwicklung der  
Zwängungskräfte bei Er-  
wärmung von dehnungsbe-  
hinderten Betonprobekörpern  
(LB 4)

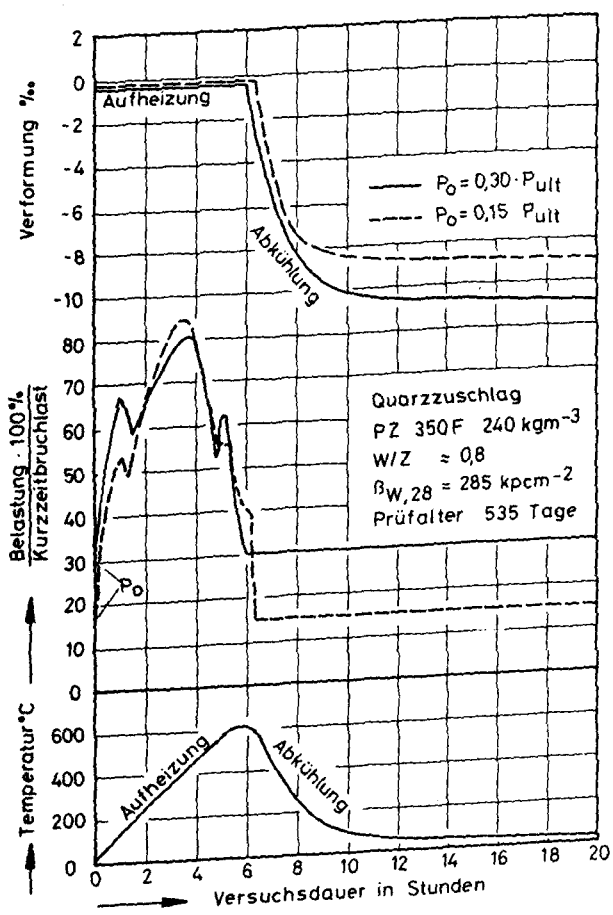


Abb. 3.11:  
Zeitliche Entwicklung der  
Zwängungskräfte bei Er-  
wärmung von dehnungsbe-  
hinderten Betonprobekörpern  
(VR 04)

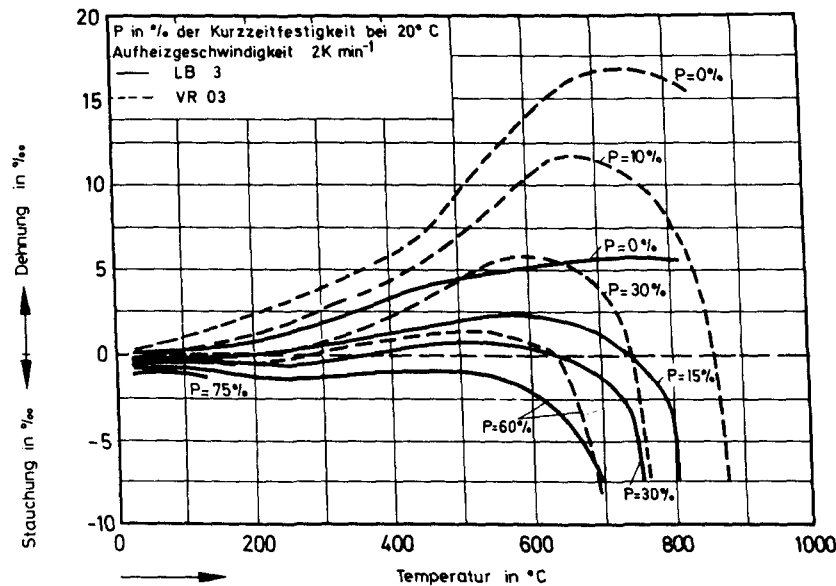


Abb. 3.12: Gesamtverformung von beheizten Normal- und Leichtbetonprobekörpern unter Druckbeanspruchung

Die Gesamtverformung nimmt im Bereich bis 600°C Werte zwischen 2,5 ‰ Stauchung ( $P = 60\%$ ) und 5 ‰ Dehnung ( $P = 0\%$ ) an. Beim zementarmen Normalbeton werden in diesem Bereich ausschließlich Dehnungen in der Größenordnung von 0,5 ‰ ( $P = 60\%$ ) bis 14 ‰ ( $P = 0\%$ ) beobachtet.

Die kritischen Betontemperaturen von Normal- und Leichtbetonen sind auf der Abb. 3.13 dargestellt. Im Bereich von 40 bis 60 % Belastung haben die Leichtbetone eine um etwa 150°C höher liegende kritische Temperatur. Bei kleineren Belastungen tritt diese Erscheinung jedoch deutlich zurück, bzw. kehrt sich um, d.h. die Normalbetone haben vergleichbare, teilweise sogar etwas höhere kritische Temperaturen als die Leichtbetone. Weiterhin zeigt das Bild, daß der Korlinbeton LB 8 (Alter  $\approx 50$  Tage) gegenüber dem Lecabeton LB 3 (Alter  $\approx 750$  Tage) im allgemeinen niedrigere kritische Temperaturen besitzt. Hierbei spielt vermutlich jedoch nicht der möglicherweise geringe Unterschied in den Blähtonzuschlägen, sondern eher das Betonalter und die unterschiedliche Betonfeuchte die entscheidende Rolle. Anhand der durchgeführten Experimente läßt sich diese Frage allerdings nicht abschließend beantworten, so daß noch einige Ergänzungsversuche notwendig sind.

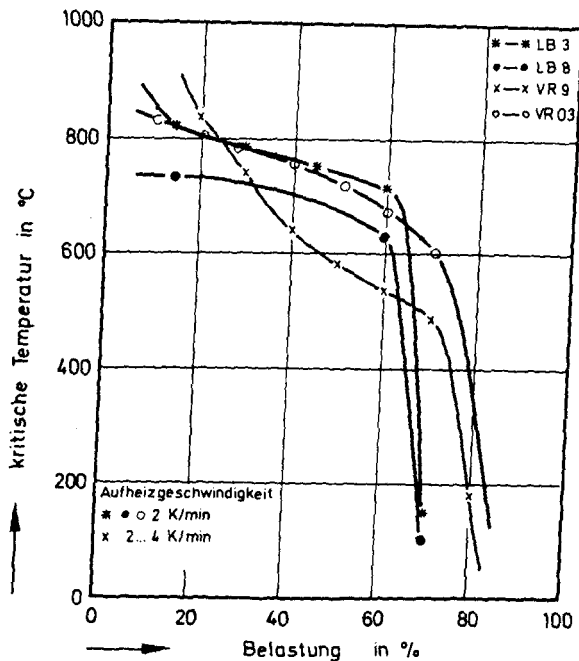


Abb. 3.13:

Kritische Betontemperaturen  
von Leicht- und Normalbeton  
als Funktion der Druckbe-  
lastung  $\beta/\beta_{Ko}$

Für eine vollständige Beurteilung des Hochtemperaturverhaltens von Betonen sind neben der Kenntnis des Verformungs- und Relaxationsverhaltens bei kurzzeitiger thermischer Beanspruchung auch Informationen über das Langzeit-Temperaturverhalten - insbesondere das Hochtemperaturkriechen - notwendig. Über entsprechende Versuche wird in dem folgenden Kapitel 3.4. berichtet.

#### 3.4. Untersuchungen zum Hochtemperaturkriechen von Normalbeton

Bei der Untersuchung des Verformungsverhaltens von Betonen sind grundsätzlich drei Arten von Kriechprozessen zu unterscheiden:

- a) Kriechprozesse in massiven Behälterwandungen, die bei relativ hohem Feuchtegehalt des Betons und konstanten Temperaturen von  $< 100^{\circ}\text{C}$  ablaufen.
- b) Kriechprozesse in Bauteilen, die unter verstärkter Feuchtediffusion und bei konstanten Temperaturen, die u.U. jedoch deutlich  $> 100^{\circ}\text{C}$  liegen, ablaufen.
- c) Kriechprozesse bei veränderlichen Temperaturen.

Im folgenden wird über stationäre und instationäre Hochtemperaturversuche an einachsig druckbeanspruchten Betonkörpern berichtet, die Aufschluß über die in so einem Fall zu erwartenden Unterschiede in den Kriechverformungen geben sollen. Der Versuchsablauf der in diesem Zusammenhang durchgeführten Versuche ist auf Abbildung 3.14 angegeben. Bei Versuchsbeginn wurden die Probekörper belastet und dann mit  $2 \text{ K min}^{-1}$  auf die gewählte Versuchstemperatur gebracht. Die Versuchstemperatur wurde etwa 120 h konstant gehalten, anschließend erfolgte eine 48-stündige Abkühlperiode. Während der gesamten Versuchsdauer von 168 h wurde die äußere Belastung konstant gehalten, und alle Verformungen wurden fortlaufend registriert.

Die Gesamtverformung des Betons kann unter diesen Versuchsbedingungen aus

$$\epsilon_{\text{ges},t} = \epsilon_{e,20^{\circ}\text{C}} + \epsilon_{\text{tr},t} + \epsilon_{\text{st},t} \quad (3.1)$$

zusammengesetzt gedacht werden (vgl. Abb. 3.14). Hierin bedeuten:

$\epsilon_{e,20^{\circ}\text{C}}$  - die elastische Verformung bei  $20^{\circ}\text{C}$ ,  $\epsilon_{\text{tr},t}$  - die Übergangsverformung während der Aufheizphase und  $\epsilon_{\text{st},t}$  - die Kriechverformung bei konstanter Temperatur  $\geq 20^{\circ}\text{C}$ . Weiterhin kann angenommen werden, daß sich die Übergangsverformungen mindestens aus zwei Anteilen additiv zusammensetzen:

$$\epsilon_{\text{tr},t} = \epsilon_{\text{tr},e} + \epsilon_{\text{tr},k} \quad (3.2)$$

Darin ist  $\epsilon_{\text{tr},e}$  ein elastischer Verformungsanteil, der sich aus der thermisch bedingten Änderung des Elastizitätsmoduls berechnen läßt, während  $\epsilon_{\text{tr},k}$  hier als Übergangskriechen bezeichnet wird.

Die Übergangsverformung wird nach der obigen Definition aus der Differenz der Ausdehnungen von unbelastet erwärmten und unter Vorbelastung erwärmten Betonkörpern ermittelt, d.h. zur Ermittlung der Übergangsverformung werden die belastungsabhängigen Verformungen von der reinen thermischen Dehnung subtrahiert. Die elastischen Verformungen bei  $20^{\circ}\text{C}$  werden dabei gesondert berücksichtigt. Diese Konvention ist in erster Linie deshalb gewählt worden, weil sich die Versuchsergebnisse auf diese Weise in einer besonders übersichtlichen Form darstellen lassen.

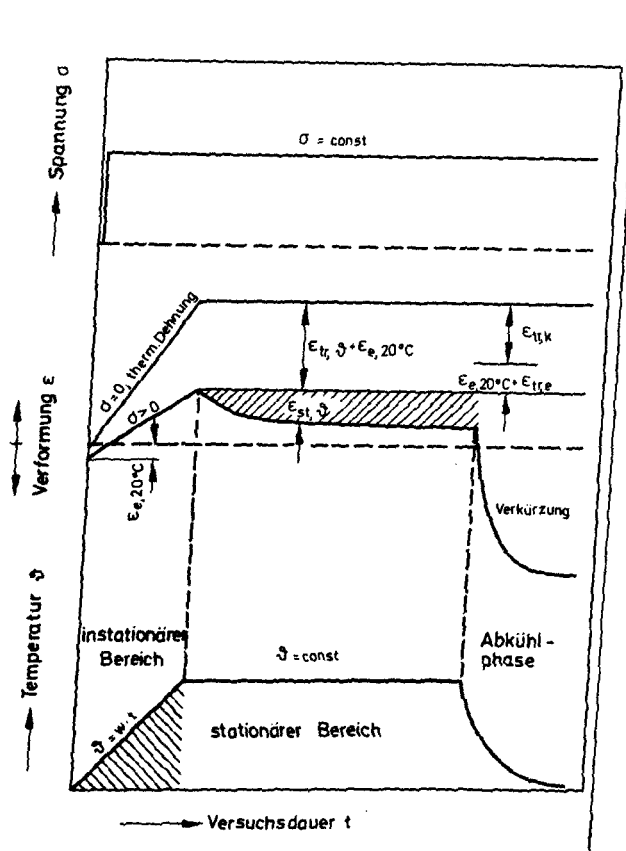


Abb. 3.14:

Versuche zur Ermittlung  
des stationären Kriechens  
und des Übergangskriechens  
von Beton

Auf Abbildung 3.15 und 3.16 sind die ermittelten Verformungskurven des Betons in Abhängigkeit von der Versuchsdauer dargestellt. Es ist zu beachten, daß die elastische Verformung bei  $20^{\circ}\text{C}$  nicht mit angegeben ist. Der Bereich der instationären Temperaturbeanspruchung (Aufheizperiode) ist auf den Bildern schraffiert dargestellt.

Die Abbildungen zeigen die Ergebnisse von zwei Versuchsreihen, die sich lediglich durch eine unterschiedliche Vorbelastung der Probekörper ( $30\%$  und  $15\%$  der Kurzzeitfestigkeit bei  $20^{\circ}\text{C}$ ) im Versuch unterscheiden. Als Versuchstemperaturen wurden  $135^{\circ}\text{C}$ ,  $300^{\circ}\text{C}$  und  $450^{\circ}\text{C}$  gewählt. Die Aufheizung der Betonkörper wurde geregelt und erfolgte einheitlich mit  $2\text{ K min}^{-1}$ . Der Abkühlvorgang war nicht geregelt, sondern lief nach Abschaltung der Ofenheizung als natürlicher Vorgang ab.

Die oben erwähnten Abbildungen zeigen insbesondere die stationären Kriechverformungen des Betons bei hohen Temperaturen über einen Zeitraum von etwa 120 h. Wie man sieht, unterscheiden sich die Kriechwerte bei  $135^{\circ}\text{C}$  nur unwesentlich von denen bei  $300^{\circ}\text{C}$ . Es wird angenommen,

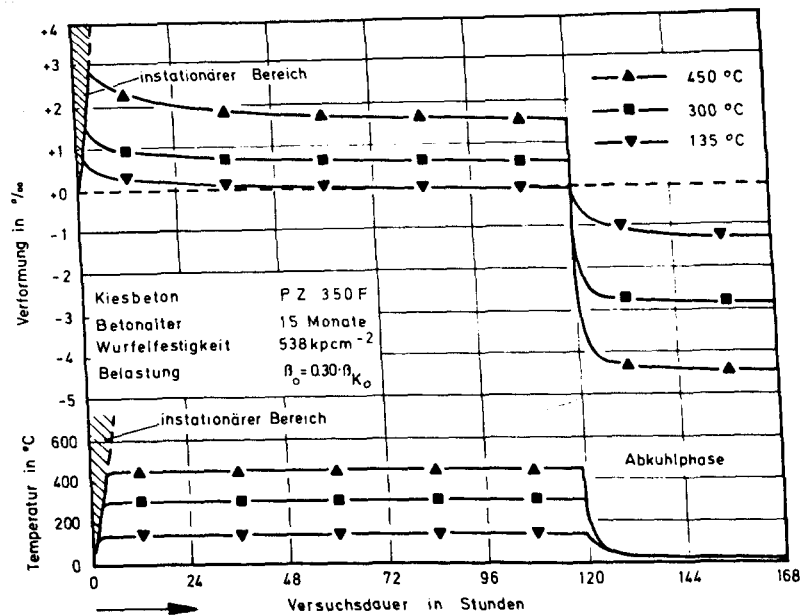


Abb. 3.15: Gesamtverformung von Betonprobekörpern im Kriechversuch (VR 9)

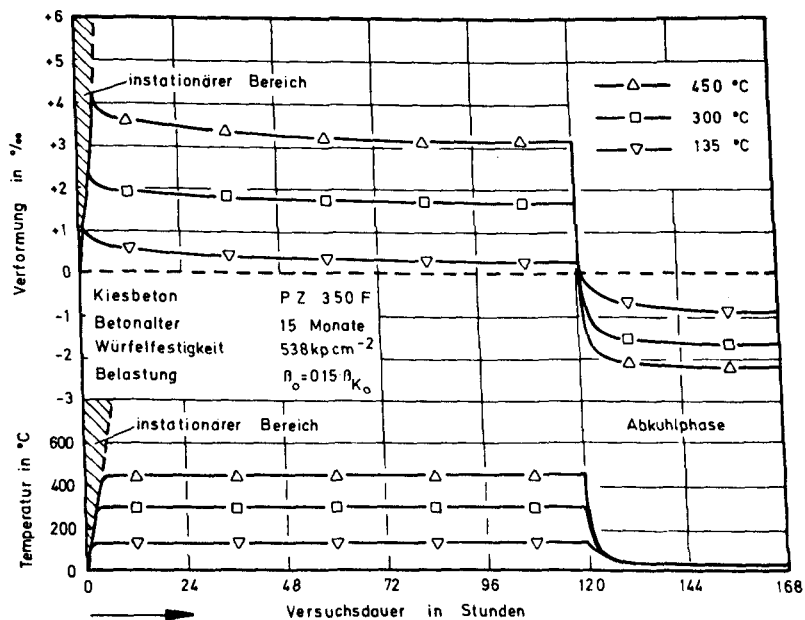


Abb. 3.16: Gesamtverformung von Betonprobekörpern im Kriechversuch (VR 9)



daß dafür unterschiedliche Feuchtigkeits- und Diffusionsverhältnisse im Beton verantwortlich sind. Nach der schnellen Aufheizung der Betonkörper auf 135°C ist vermutlich ein Teil des im Beton vorliegenden Kapillarswassers (Verdampfungstemperatur 100°C) noch nicht verdampft, so daß die großen Anfangsverformungen bei 135°C durch nachträglich auftretende Diffusionsvorgänge und einem damit verbundenen beschleunigten Kriechen erklärt werden können.

Während der Abkühlperiode nach einer 120-stündigen Temperaturbeanspruchung wurden die Stauchungen der belasteten Betonkörper gemessen. Mit Eintritt der Abkühlphase zeigt sich, daß die gemessenen Stauchungen vergleichsweise gut mit der dem Temperaturabfall zugeordneten Längenabnahme übereinstimmen. Das überraschende Ergebnis ist jedoch, daß Betonkörper, die unter Last aufgeheizt und eine Zeitlang in diesem Zustand gehalten werden, nach der Abkühlung eine signifikante, bleibende Verkürzung gegenüber dem Ausgangszustand aufweisen. Bei einer 30 %-igen Vorbelastung der Betonkörper liegt die Verkürzung selbst bei Temperaturen von nur 135°C schon bei 1,3 ‰ (s. Abb. 3.15). Die Versuchsergebnisse zeigen somit deutlich, daß während der Heizperiode erhebliche Kriechverformungen auftreten, die sehr viel rascher entstehen als unter konstanten Temperaturen zu erwarten und die vermutlich erhebliche irreversible Anteile enthalten.

Auf den Abbildungen 3.17 und 3.18 sind die gemessenen Verformungen des Betons in der für Kriechversuche allgemein üblichen Darstellung noch einmal angegeben. Man erkennt daran, daß die Übergangsverformungen während der Aufheizung die stationären Kriechverformungen nach einer Versuchsdauer von 120 h bei den höheren Versuchstemperaturen erheblich übertreffen und somit das Gesamtverhalten des Betons entscheidend beeinflussen. Um die gemessenen Kriechverformungen untereinander besser vergleichen zu können, wurden die Kriechzahlen  $\varphi$  berechnet. Nach der üblichen Definition der Kriechzahl gilt für das stationäre Kriechen

$$\varphi_{st,\vartheta} = \varepsilon_{st,\vartheta} / \varepsilon_{e,20^{\circ}\text{C}} \quad (3.3)$$

und analog dazu für das Übergangskriechen

$$\varphi_{tr,k} = \varepsilon_{tr,k} / \varepsilon_{e,20^{\circ}\text{C}} \quad (3.4)$$

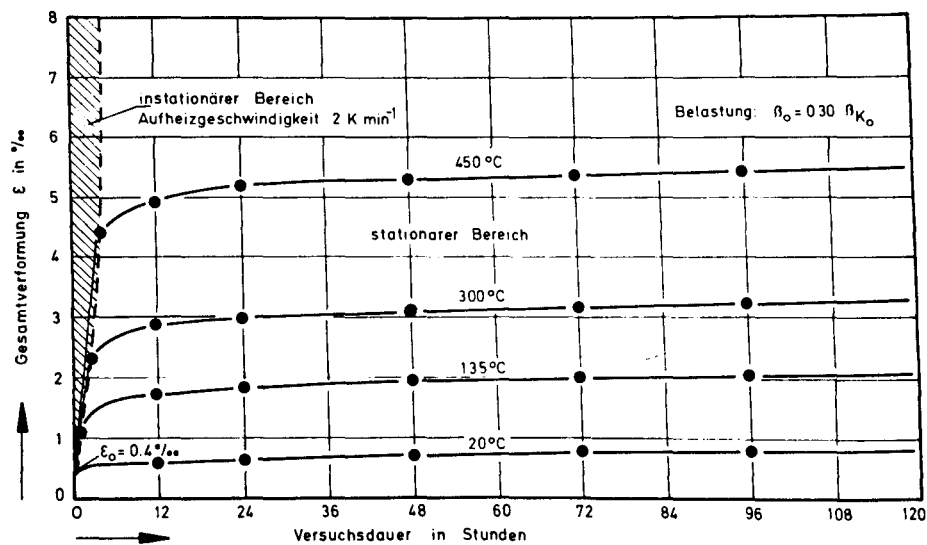


Abb. 3.17: Übergangskriechen und stationäres Kriechen von Normalbeton bei hohen Temperaturen (VR 9)

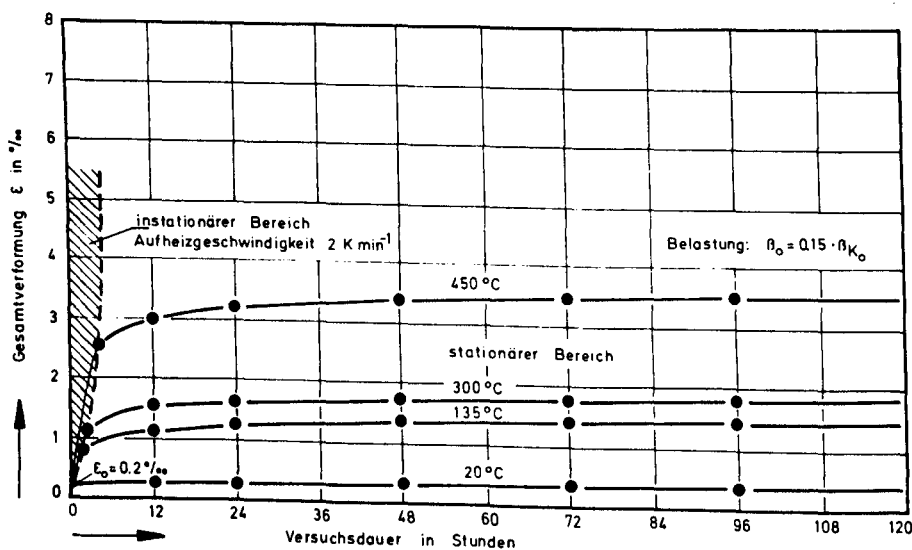


Abb. 3.18: Übergangskriechen und stationäres Kriechen von Normalbeton bei hohen Temperaturen (VR 9)

Die so ermittelten  $\varphi$ -Werte sind auf Abbildung 3.19 angegeben. Dabei wurde  $\epsilon_{tr,k}$  aus den Meßwerten entsprechend Gl. (3.2) berechnet. Die dazu erforderlichen Elastizitätswerte wurden eigens zu diesem Zweck durchgeführten Messungen (vgl. 3.5., Abb. 3.25) entnommen, wobei aus Übersichtsgründen die  $P = 0$  ‰-Kurve verwendet wurde. Die

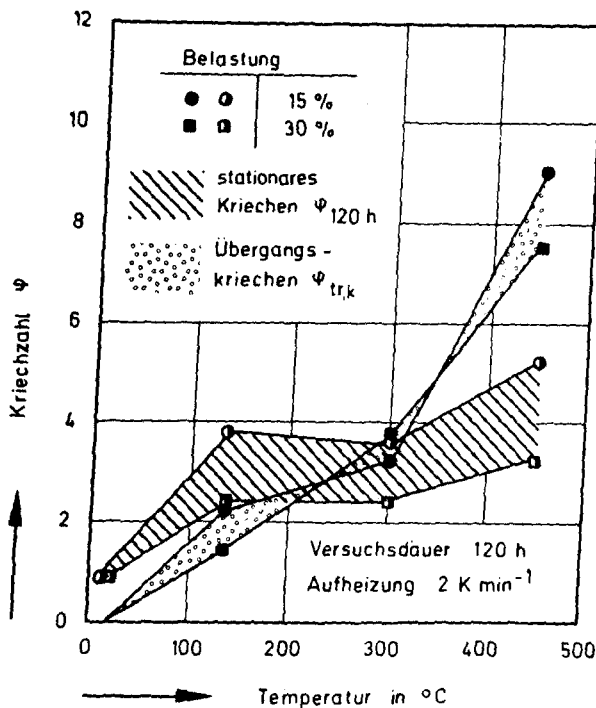


Abb. 3.19:

Kriechzahl  $\varphi$  bezogen auf die elastische Verformung bei 20°C (VR 9)

$\varphi_{tr,k}$ -Werte stellen somit eine untere Schranke der praktisch vorkommenden Werte dar. Aus der Abbildung 3.19 geht hervor, daß das Übergangskriechen offenbar erst oberhalb 80°C entscheidenden Einfluß auf die Betonverformungen gewinnt. Bei der Deutung der Werte ist jedoch zu beachten, daß die  $\varphi_{tr,k}$ -Werte, obwohl sie innerhalb relativ kurzer Zeiträume gemessen wurden, gewissermaßen Endkriechzahlen darstellen. Die  $\varphi_{st,v}$ -Werte beziehen sich dagegen lediglich auf das Hochtemperaturkriechen nach Versuchsdauern von etwa 120 h. Sie nehmen naturgemäß mit fortschreitender Versuchsdauer weiter zu.

Es sei noch erwähnt, daß das Übergangskriechen nur beim erstmaligen Erwärmen des Betons auftritt. Dabei wird allerdings vorausgesetzt, daß der Beton nach dem 1. Temperaturzyklus nicht erneut intensiv durchfeuchtet wird. Versuche haben ergeben, daß bei zwischenzeitlicher Wasserlagerung der Betonkörper und einer daran anschließenden zweiten Erwärmung die gleichen Übergangs-Kriecherscheinungen auftreten wie bei der ersten Erwärmung.

Vergleichsuntersuchungen mit anderen Aufheizgeschwindigkeiten haben zu  $\varphi$ -Werten geführt, die nur geringfügig voneinander abweichen. Der Untersuchungsbereich erstreckte sich dabei von 0,5 K min<sup>-1</sup> bis 5,0 K min<sup>-1</sup>

Es sei noch erwähnt, daß Torsionsversuche von Illston /12/ mit Aufheizgeschwindigkeiten von  $5,1 \text{ K} \cdot \text{h}^{-1}$  in der Tendenz zu vergleichbaren Ergebnissen geführt haben. Es ist somit wahrscheinlich, daß das Übergangskriechen auch bei sehr kleinen Aufheizgeschwindigkeiten auftritt und dementsprechend ggf. zu berücksichtigen ist.

Die Untersuchungen haben somit zu folgenden allgemeinen Ergebnissen geführt:

- a) Das Übergangskriechen (transient creep) gewinnt ab  $80^{\circ}\text{C}$  für Beton stark an Bedeutung und ist somit im Brandfall für das Verformungsverhalten als ein entscheidender Parameter anzusehen. Zwischen  $135$  und  $300^{\circ}\text{C}$  wurden Kriechzahlen von 2 bis 4 experimentell nachgewiesen. Eine vollständige Erklärung des Übergangskriechens liegt allerdings bis heute noch nicht vor, und weiterführende Untersuchungen sind erforderlich. Es ist jedoch wahrscheinlich, daß dieses Phänomen vor allem durch schnell ablaufende Diffusionsvorgänge in Verbindung mit physikochemischen Umwandlungen zu erklären sein wird.
- b) Das stationäre Kriechen unversiegelter Betonkörper bei Temperaturen deutlich über  $100^{\circ}\text{C}$  kann nach Abbildung 3.20 abgeschätzt werden. Die vorliegenden Messungen weisen bei  $135^{\circ}\text{C}$  eine gewisse Unstetigkeit auf, die durch den im Beton ablaufenden Trocknungsprozeß erklärt wurden. Bei  $300^{\circ}\text{C}$  liegen die Meßwerte an der unteren Grenze der von Maréchal /13/ angegebenen Werte. Für eine Abschätzung der Langzeitverformungen von Beton bei Temperaturen um  $300^{\circ}\text{C}$  scheinen weitere Untersuchungen erforderlich zu sein.

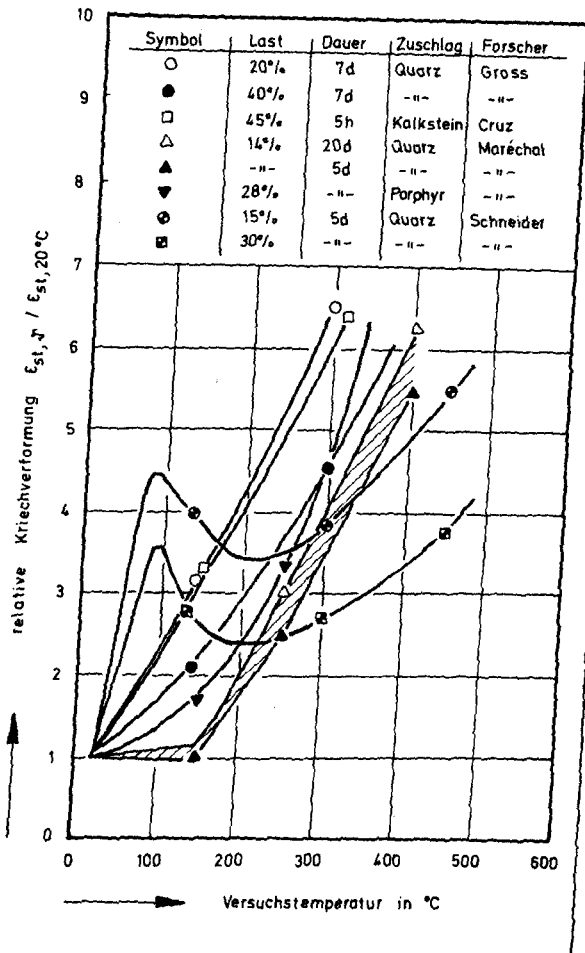


Abb. 3.20:

Relative Kriechverformung  
von Normalbeton bei hohen  
Temperaturen (Schneider, VR 9)

### 3.5. Untersuchungen über das Festigkeitsverhalten von Normal- und Leichtbetonen

Es ist bekannt, daß die Festigkeit und Elastizität von Betonen mit zunehmender Temperatur abnehmen, wohingegen die Verformungsfähigkeit erheblich ansteigt. Aufgrund experimenteller Schwierigkeiten sind bisher jedoch nur wenig Versuche unternommen worden, vollständige Spannungs-Dehnungs-Diagramme für Betone unter Verwendung praxisgerecht hergestellter Probekörper bei hohen Temperaturen zu ermitteln. Auf Abb. 3.21 sind derartige Messungen - die an einem Normalbeton durchgeführt wurden - wiedergegeben.

Erfahrungsgemäß tritt der Festigkeitsverlust bei derartigen Betonen auf Portlandzementbasis nur allmählich in Erscheinung und beträgt bei Temperaturen um 200°C im allgemeinen weniger als 20 %. Bei Temperaturen zwischen 400 und 500°C erfolgt jedoch ein Steilabfall, der durch den Zer-

fall des Portlandits und den beschleunigten Abbau der CSH-Phasen erklärt werden kann. Zu erwähnen ist, daß die Restfestigkeit von Normalbeton, d.h. also seine Festigkeit nach erfolgter Abkühlung, im allgemeinen unter der Hochtemperatur-Festigkeit liegt. Während der Abkühlungsphase treten offenbar weitere Festigkeitsabminderungen infolge bestimmter Strukturveränderungen (z.B. infolge Rißfortpflanzung und weiteren chemischen Umsetzungen) auf. Bei einmaliger Erwärmung auf  $100^{\circ}\text{C}$  und daran anschließender sofortiger Abkühlung dürfte die Restfestigkeit des hier untersuchten Betons noch über 70 % der Ausgangsfestigkeit betragen.

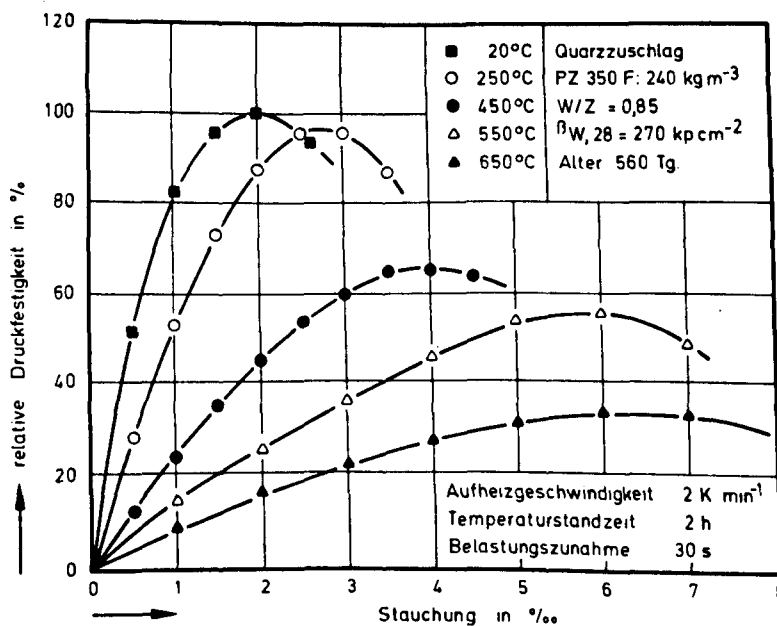


Abb. 3.21:

Spannungs-Dehnungs-Diagramm von Normalbeton bei hohen Temperaturen

(VR 01, VR 02)

Der Elastizitätsmodul des Betons wird unmittelbar von der Kapillarentwässerung und damit zusammenhängenden Schwindvorgängen beeinträchtigt. Bei  $200^{\circ}\text{C}$  beträgt er nur noch rund 60 % seines ursprünglichen Wertes bei Raumtemperatur. Eine weitere signifikante Abminderung des Elastizitätsmoduls ist im Bereich der Portlanditzersetzung von  $400^{\circ}\text{C}$  bis  $550^{\circ}\text{C}$  festzustellen. Die Abnahme beträgt allein 30 bis 40 %. Auf Einzelheiten kann hier jedoch nicht weiter eingegangen werden, es sei deshalb nur generell darauf hingewiesen, daß auch der Elastizitätsmodul von Beton bei hohen Temperaturen von der Art der thermischen und mechanischen Beanspruchung, insbesondere jedoch von dem jeweiligen Mischungsaufbau, d.h. der Art des verwendeten Zementes und Zuschlagmaterials, Wasserzementfaktors usw., beeinflusst wird. Die angegebenen Zahlenwerte können allgemein etwa auf Konstruktionsbetone mit einer

Festigkeit in der Größenordnung von  $300 \text{ kp/cm}^2$  bis  $500 \text{ kp/cm}^2$  mit Quarzzuschlag und Portlandzement als Bindemittel bezogen werden.

Nach den vorliegenden Messungen ist bei erhöhten Temperaturen weiterhin mit einer erheblichen Zunahme der Bruchstauchungen des Betons zu rechnen. Bei  $450^\circ\text{C}$  beträgt diese wie man sieht etwa das 2-fache der bei Raumtemperatur zu beobachtenden Werte.

Bei den der Abbildung 3.21 zugrunde liegenden Versuchen wurden die Betonkörper unbelastet aufgeheizt, zwei Stunden lang bei konstanter Temperatur homogenisiert und dann innerhalb von 30 Sekunden im heißen Zustand geprüft. Bei Spannbetonkonstruktionen muß jedoch davon ausgegangen werden, daß bereits vor der Erwärmung in den Betonquerschnitten Druckspannungen herrschen und der Beton prinzipiell unter Vorbelastung erwärmt wird. Es liegt nahe, diese Verhältnisse experimentell nachzuvollziehen und Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von "vorgespannten" Betonkörpern bei hohen Temperaturen zu ermitteln. Es wurden deshalb Versuche durchgeführt, in denen die Betonprobekörper während der Aufheizung und der darauffolgenden Temperaturstandzeit mit 10 % bzw. 30 % ihrer Kurzzeitbruchfestigkeit bei Raumtemperatur belastet waren. Nach Ablauf der Temperaturstandzeit von 2 Stunden wurden die Betonkörper kurz entlastet und dann sofort geprüft.

Auf den Abbildungen 3.22 und 3.23 sind Ergebnisse von solchen Versuchen dargestellt. Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung der unter Vorbelastung erwärmten Betonkörper weist gegenüber den auf der vorhergehenden Abbildung angegebenen Beziehungen folgende charakteristischen Veränderungen auf:

- a) Die Hochtemperatur-Festigkeit der unter Vorbelastung erwärmten Probekörper ist größer als bei den nicht belasteten Probekörpern.
- b) Die Hochtemperatur-Elastizität der unter Vorbelastung erwärmten Probekörper steigt mit zunehmendem Vorbelastungsgrad an.
- c) Die Hochtemperatur-Bruchstauchungen der unter Vorbelastung erwärmten Probekörper gehen mit zunehmendem Vorbelastungsgrad deutlich zurück.

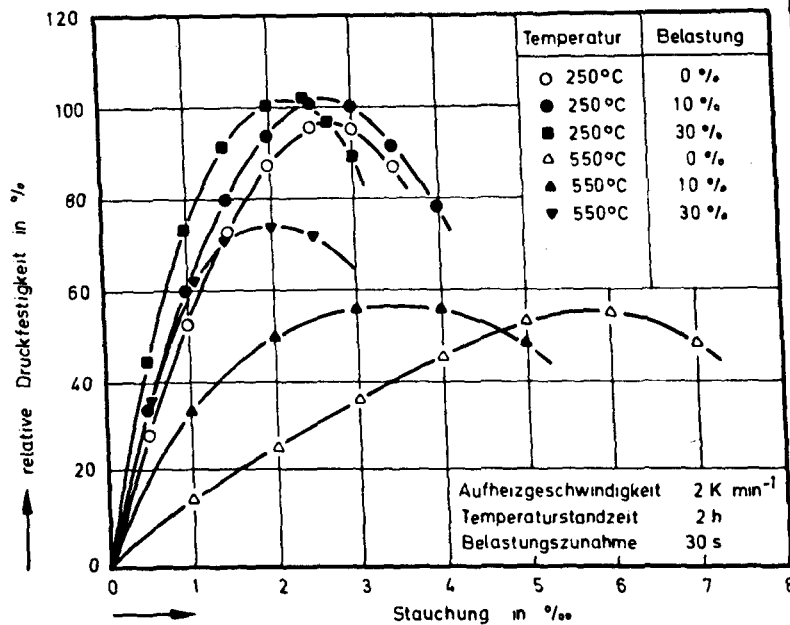


Abb. 3.22:

Spannungs-Dehnungs-  
Beziehung von Normal-  
beton bei einaxialer  
Belastung der Probe-  
körper während der  
Aufheizung

(VR 01)

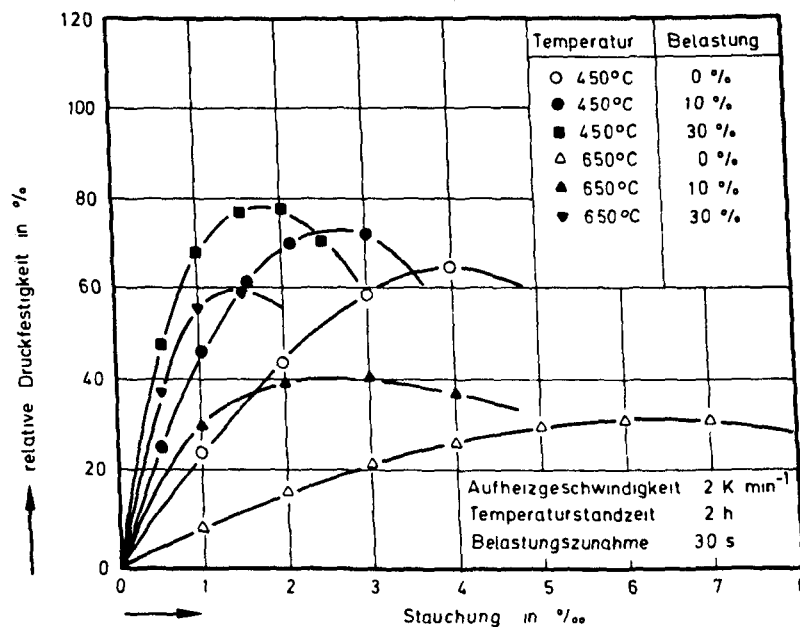


Abb. 3.23:

Spannungs-Dehnungs-  
Diagramm von Normal-  
beton bei einaxialer  
Belastung der Probe-  
körper während der  
Aufheizung und Tem-  
peraturstandzeit

(VR 02)

Während die Festigkeit des Betons durch den Grad der Vorbelastung - insbesondere bei Temperaturen bis etwa 300°C - nur geringfügig beeinflusst wird (vgl. Abb. 3.24), werden Elastizität und Bruchstauchung erheblich verändert. Abbildung 3.25 zeigt z.B. den Einfluß der Vorbelastung auf den Hochtemperatur-Elastizitätsmodul von Normalbetonen auf Portlandzementbasis. Bei einem Vorbelastungsgrad von 30 % steigt die Elastizität bei 200°C danach um etwa 20 %-Punkte gegenüber den Werten der ohne Vorbelastung geprüften Betonkörper, wobei der Elastizitätsmodul aus den Steigungen der Tangenten im Ursprung der gemessenen



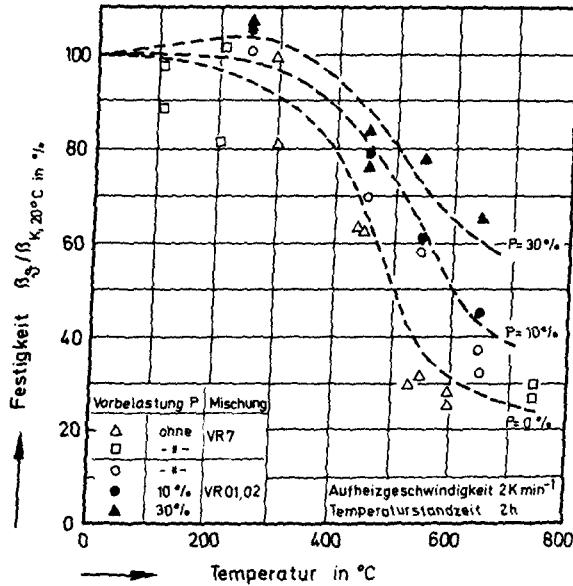


Abb. 3.24:

Festigkeit von Normalbetonen bei hohen Temperaturen bei unterschiedlicher Vorbelastung der Probekörper während der Aufheizung

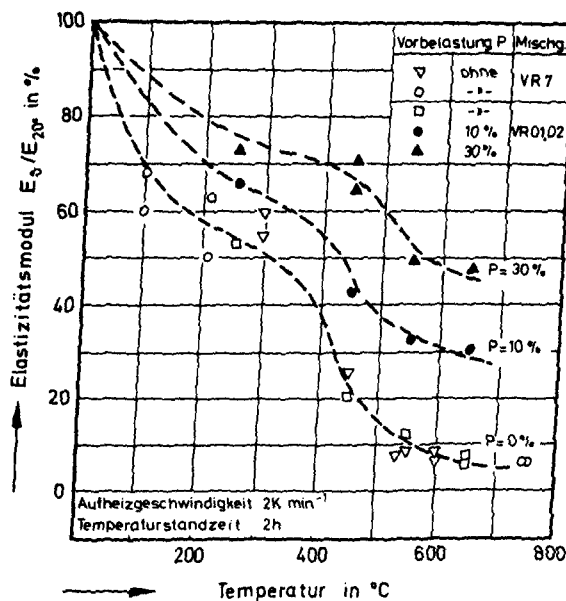


Abb. 3.25:

Elastizitätsmodul von Normalbetonen bei hohen Temperaturen bei unterschiedlicher Vorbelastung der Probekörper während der Aufheizung

Spannungs-Dehnungs-Beziehungen berechnet wurde.

Noch deutlicher ist der Einfluß der Vorbelastung auf die Hochtemperatur-Bruchstauchungen. Die Meßwerte auf Abbildung 3.26 deuten darauf hin, daß bei einem Vorbelastungsgrad von 30 % während der Aufheizung die Bruchstauchungen bei hohen Temperaturen knapp unter den bei Raumtemperatur zu beobachtenden Werten liegen. Ein großer Teil der vermuteten erhöhten Verformungsfähigkeit des Betons wird in diesem Fall offensichtlich durch die während der Aufheizphase ablaufende Verformungsprozesse (vgl. Abschnitt 3.3.) vollständig kompensiert, so daß die

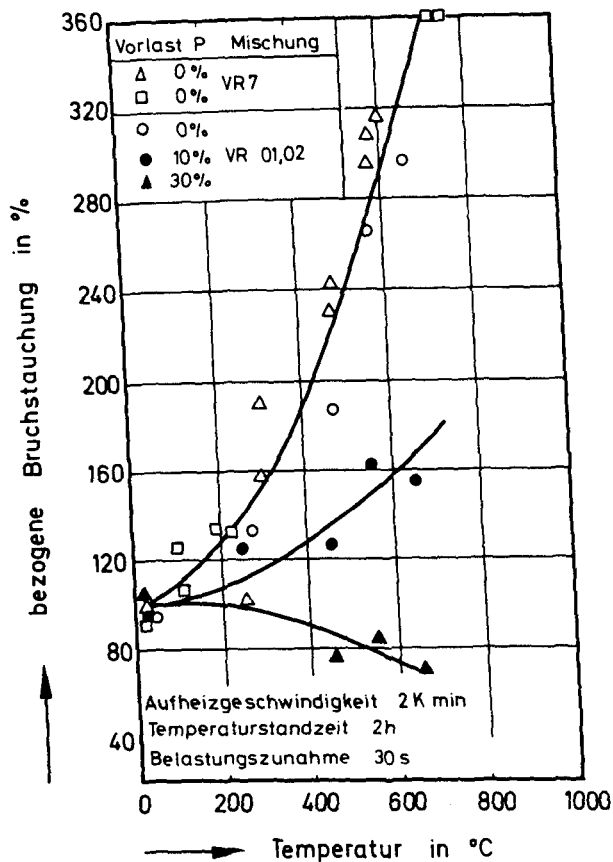


Abb. 3.26:

Hochtemperaturbruch-  
stauchung von Normalbeton

maximalen Bruchstauchungen unerwartet klein ausfallen.

Die Leichtbetonuntersuchungen haben zu anderen, im Prinzip jedoch vergleichbaren Ergebnissen geführt. Abb. 3.27 zeigt zunächst die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der Lecabetone LB 1 und LB 2 (vgl. Tab. 3.1). Jede Kurve gibt den Mittelwert aus drei Versuchen wieder. Man erkennt deutlich, daß die  $\sigma$ - $\epsilon$ -Beziehung des Leichtbetons auch im Hochtemperaturbereich weniger "völlig" ist als beispielsweise die des Normalbetons - eine Beobachtung - die schon bei Leichtbetonversuchen bei Raumtemperatur gemacht wurde und die ursächlich mit dem Strukturaufbau des Leichtbetons (relativ "weiche" Zuschläge) zusammenhängt. Als Konsequenz ist auch ein relativ spontan einsetzendes Versagen der Leichtbetonproben bei den Hochtemperatur-Druckversuchen beobachtet worden.

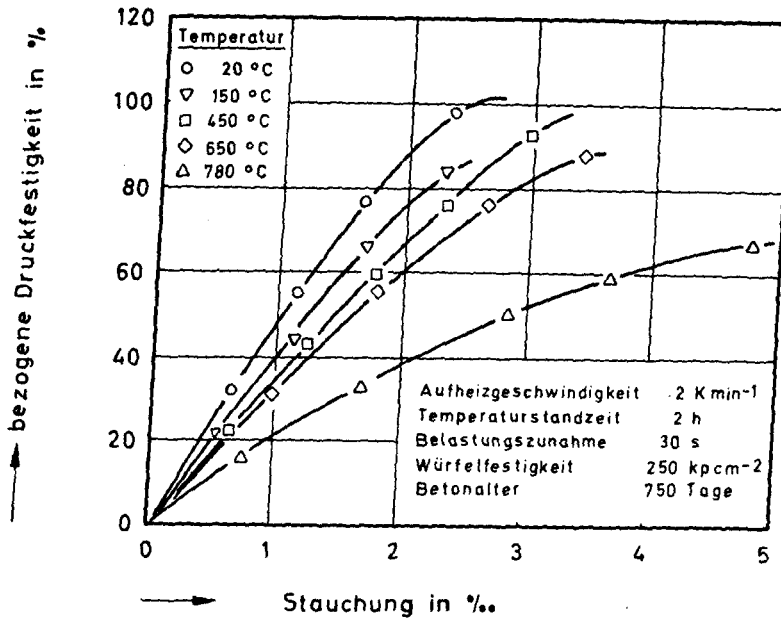


Abb. 3.27:  
 Spannungs-Deh-  
 nungs-Beziehung  
 von Leichtbeton  
 mit Blähtonzu-  
 schlag  
 (LB 1, LB 2)

Die  $\sigma$ - $\epsilon$ -Beziehungen der Abb. 3.28 für den Korlinbeton zeigen die gleichen Tendenzen. Gegenüber dem vorhergehenden Bild wird jedoch deutlich, daß der "jüngere" Leichtbeton sich hinsichtlich seiner Temperaturbeständigkeit gegenüber dem "älteren" wesentlich ungünstiger verhält. Vor allem im Temperaturbereich von 300 bis 700°C sind bei dem Korlinbeton deutlich niedrigere Festigkeitswerte festgestellt worden.

Untersuchungen an unter Vorbelastung erwärmten Leichtbetonproben haben ergeben, daß eine derartige Belastung sich durchweg weniger stark auf die Festigkeitsveränderungen auswirkt als dies z.B. bei Normalbetonen der Fall ist. Abb. 3.29 zeigt die Ergebnisse von solchen Versuchen, die mit Lecabeton durchgeführt wurden. Durchweg sind durch die Vorlast

- a) eine geringe Beeinflussung der Hochtemperaturfestigkeit,
- b) eine geringe Beeinflussung der Hochtemperaturrelastizität und
- c) eine etwas deutlichere Beeinflussung der Hochtemperaturbruchstauchungen

festzustellen. Auf den Abbildungen 3.30, 3.31 und 3.32 sind die gefundenen Ergebnisse noch einmal einzeln dargestellt.

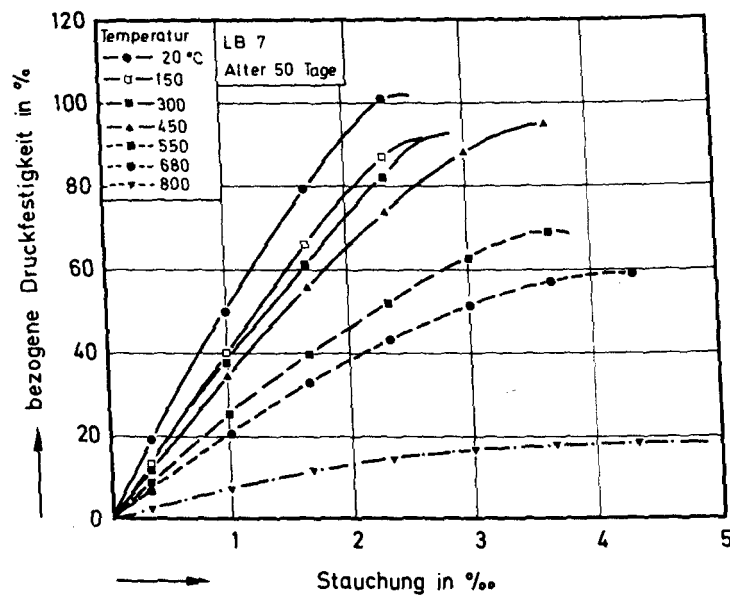


Abb. 3.28: Spannungs-Dehnungs-Diagramm von Leichtbeton bei hohen Temperaturen (LB 7)

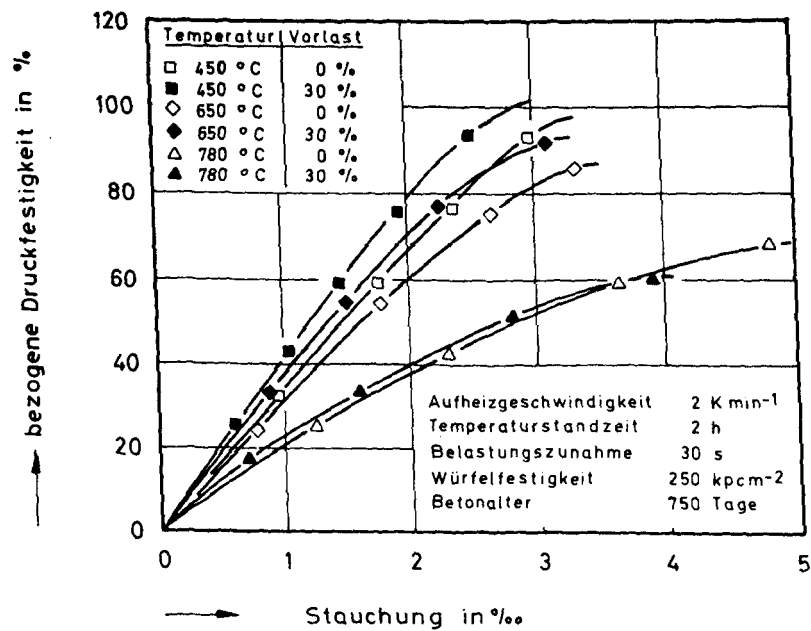


Abb. 3.29: Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Leichtbeton mit Blähtonzuschlag bei einaxialer Belastung während der Aufheizung (LB 1, LB 2)

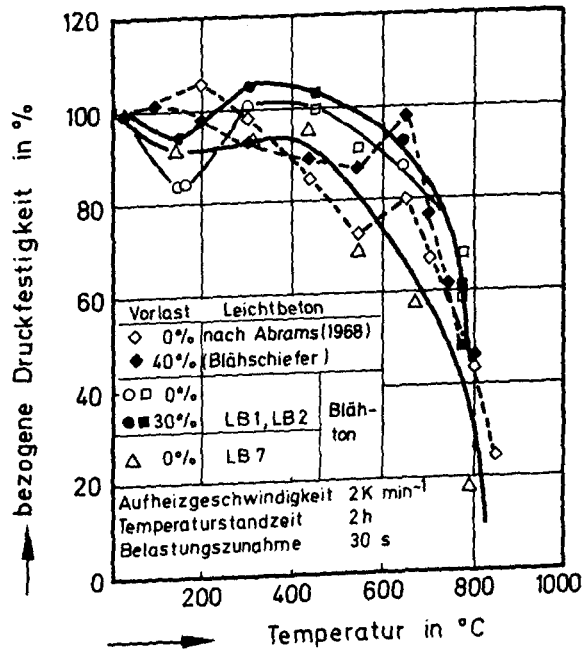


Abb. 3.30:

Hochtemperaturfestigkeit  
von Leichtbetonen

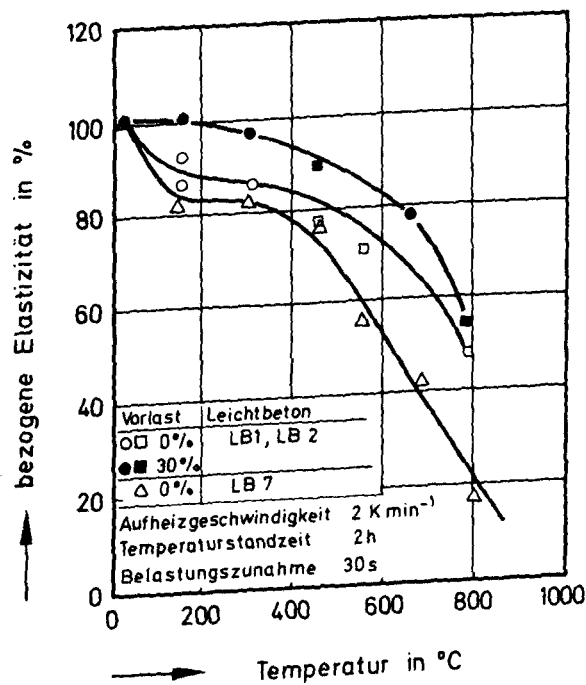


Abb. 3.31:

Hochtemperaturrelastizität  
von Leichtbeton mit Blähtonzuschlag

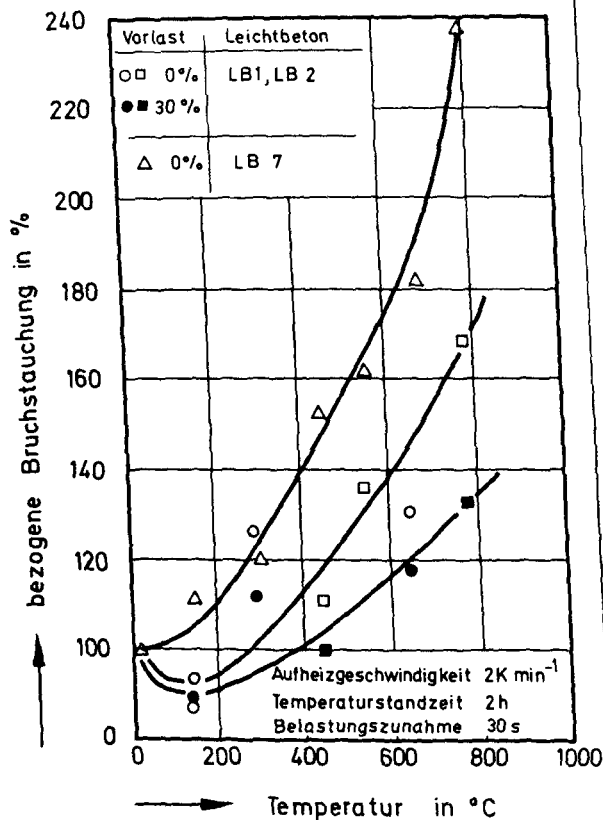


Abb. 3.32:

Hochtemperaturbruchstauchung  
von Leichtbetonen mit Bläh-  
tonzuschlag

Die auf Abb. 3.30 gezeigten Festigkeitsergebnisse sind mit Werten aus der Literatur verglichen worden, wobei sich eine gewisse Übereinstimmung gezeigt hat. Allerdings ist der auf der Abbildung 3.30 eingezeichnete Vergleichsbeton von Abrams, USA, mit Blähschiefer hergestellt worden, so daß von vornherein keine direkten Vergleichsmöglichkeiten bestanden. Die Meßwerte deuten jedoch darauf hin, daß der Blähtonbeton gegenüber Blähschieferbeton im Hochtemperaturbereich gewisse Vorteile besitzt. Der Blähtonbeton zeigt bei Temperaturen knapp oberhalb  $100^{\circ}\text{C}$  allerdings ein deutliches Festigkeitsminimum, eine Erscheinung, die bei den Versuchen von Abrams offenbar nicht eingetreten ist.

Abb. 3.31 zeigt den Einfluß der Vorbelastung auf den Elastizitätsmodul und daneben einige generelle Unterschiede bei den hier untersuchten Leichtbetonmischungen. Wiederum wird die höhere thermische Stabilität des "älteren" Betons deutlich. Der Einfluß der Belastung dagegen muß - abgesehen vielleicht von den Meßwerten um  $200^{\circ}\text{C}$  - als relativ gering angesehen werden.

Auf Abb. 3.32 tritt das unterschiedliche Temperaturverhalten der beiden Leichtbetonsorten noch deutlicher in Erscheinung. Bei 700°C betragen die Bruchstauchungen des Korlinbetons (LB 7) das 2-fache, die des Lecabetons (LB 1 und LB 2) dagegen lediglich das 1,5-fache des bei Raumtemperatur festgestellten Wertes. Eine endgültige Erklärung dieser Unterschiede liegt zum gegenwärtigen Zeitpunkt allerdings nicht vor.

#### 4. Über die Veränderung der Betonstruktur infolge thermomechanischer Beanspruchung

##### 4.1. Theoretische Überlegungen

Im Rahmen des Sonderforschungsbereiches werden Berechnungsmethoden entwickelt, die eine theoretische Vorhersage des Brandverhaltens von Stahlbetonkonstruktionen ermöglichen. Die derzeit angewandten Methoden gehen im allgemeinen von nichtlinearelastischen bzw. hyperelastischen Ansätzen aus, d. h. man nimmt an, daß das Betonverhalten durch eine von der Temperatur abhängige Spannungs-Dehnungs-Beziehung beschrieben werden kann. Derartige Beziehungen sind bekannt und lassen sich auch experimentell relativ gut bestimmen. Anhand der in Kapitel 3 dargestellten Versuchsergebnisse über die Auswirkungen thermomechanischer Beanspruchungen auf das Festigkeits- und Verformungsverhalten portlandzementgebundener Betone wird jedoch deutlich, daß es im Hinblick auf numerische Untersuchungen an tragenden Stahlbetonbauteilen unter Brandbeanspruchung schwierig ist, das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Beton generell zu formulieren. Offensichtlich wird der Verformungsablauf derartiger Bauteile nicht nur von den örtlichen Temperaturerhöhungen abhängen, sondern darüber hinaus auch von lokalen Spannungsänderungen beeinflusst, d.h. die "Belastungsgeschichte", genauer gesagt, die zeitliche Änderung der lokalen Spannungen im Betonquerschnitt während der Brandbeanspruchung ist für das Verformungsverhalten von entscheidender Bedeutung und muß bei derartigen Untersuchungen berücksichtigt werden.

Es stellt sich nun die Frage, wie sich die ermittelten Werkstoffeigenschaften des Betons erklären lassen. In diesem Abschnitt soll deshalb über einige in diesem Zusammenhang durchgeführte Überlegungen berichtet werden, die zu einer qualitativen Deutung der Versuchsergebnisse herangezogen werden können. Zu den charakteristischen Eigenschaften der Konstruktionsbetone gehört bekanntlich das Vorhandensein von Grobporen mit Abmessungen oberhalb 0,001 cm und Mikrorissen, die sich in unterschiedlichem Umfang als Gefügestörungen auf das Verhalten des Betons auswirken. Im Betongefüge sind folglich prinzipiell zwei Gruppen von "Fehlstellen" zu unterscheiden, die etwa durch Begriffe wie "Makrofehlordnung" bzw. "Mikrofehlordnung" beschrieben werden können. Mit



Hilfe des Begriffs der "Fehlordnung" des Betons werden im folgenden einige der im Kapitel 3 dargestellten Zusammenhänge erklärt.

In Abbildung 4.1 ist der zu erwartende Anstieg der "Fehlordnung" des Betons in Abhängigkeit von der erreichten Maximaltemperatur dargestellt. Mit zunehmender Temperatur steigt die "Gesamtfehlordnung" monoton an, wobei im unteren Temperaturbereich der größte Anteil aus dem Anstieg der "Mikrofehlordnung" resultiert. Nach Überschreiten einer gewissen Temperaturgrenze ist jedoch auch ein erhebliches Ansteigen der "Makrofehlordnung" zu erwarten, wobei u.U. sogar eine Verringerung der Anzahl der Mikrofehlstellen eintreten kann, weil diese teilweise von den Makrofehlstellen "absorbiert" werden.

Bei Überschreitung eines gewissen maximalen Fehlordnungsgrades wäre dem Beton die Festigkeit Null zuzuordnen, d.h. die Differenz zwischen "Gesamtfehlordnung" und maximaler Fehlordnung kann als ein Maß für die örtliche Festigkeit des Betons nach Erreichen einer bestimmten Temperatur angesehen werden. Auf der Abbildung 4.1 ist dieses Maß durch den Buchstaben  $\beta$  gekennzeichnet.

Im Fall der Beheizung von belasteten Betonkörpern wären, den obigen Überlegungen entsprechend, die auf der Abbildung 4.2 schematisch ange deuteten Verhältnisse zu erwarten:

- a) Zunächst kommt es zu einem belastungsabhängigen Anstieg der "Makrofehlordnung", wobei
- b) eine Verschiebung der Fehlstellenverteilung zu niedrigeren Temperaturen festzustellen ist und weiterhin wird
- c) eine verminderte "Mikrofehlordnung" erwartet, weil ein Teil der Mikrofehlstellen durch Makrofehlstellen "absorbiert" wird.

Unter diesen Voraussetzungen ergibt sich für die "Gesamtfehlordnung" des Betons die auf Abbildung 4.3 dargestellte Beziehung. Man erkennt daran, daß der Fehlordnungsgrad des unter einer Vorlast aufgeheizten Betonquerschnittes tatsächlich geringer ist als der des unbelastet

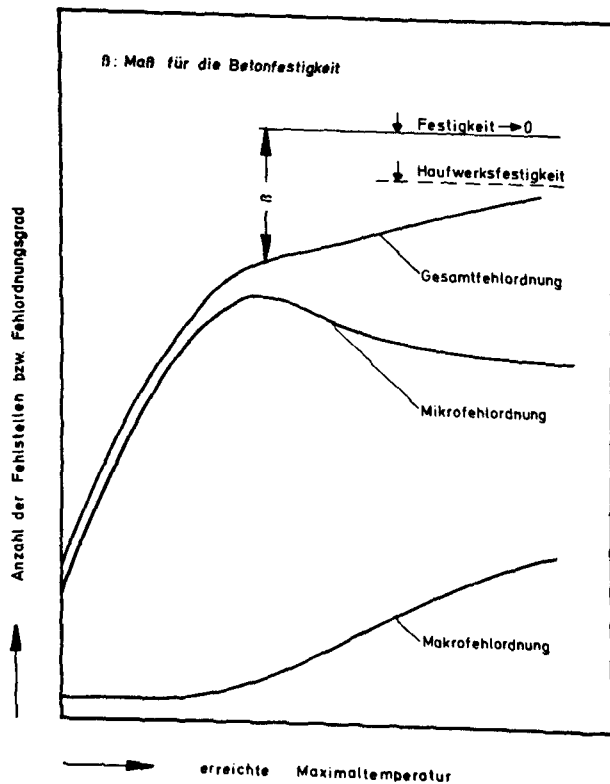


Abb. 4.1:

Entwicklung der Mikro- und Makrofehlordnung in unbelasteten Betonquerschnitten bei thermischer Beanspruchung

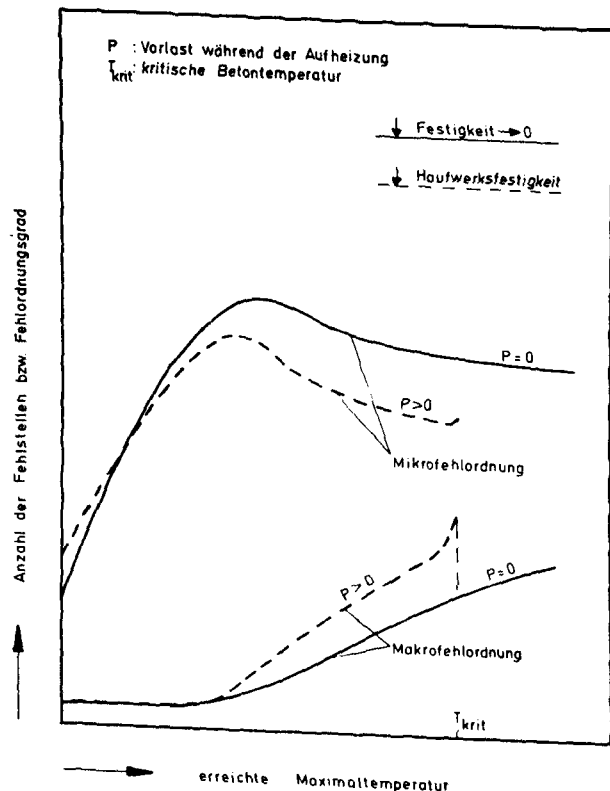


Abb. 4.2:

Entwicklung der Mikro- und Makrofehlordnung in Betonquerschnitten bei mechanischer und thermischer Beanspruchung

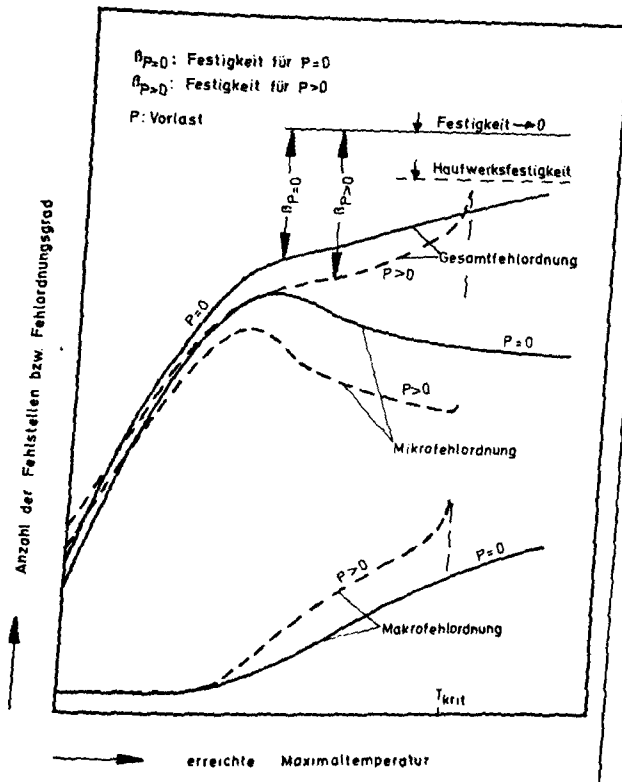


Abb. 4.3:

Erklärung der Hochtemperaturfestigkeit von Beton mit Hilfe der strukturellen Fehlordnung

aufgeheizten Betons. Daraus ergibt sich nach den vorhergehenden Überlegungen erwartungsgemäß auch eine höhere Betonfestigkeit - in der Abbildung 4.3 durch das Maß  $\beta_{p>0}$  dargestellt - und als Konsequenz daraus folgt auch eine erhöhte Elastizität des Betons. Andererseits wird deutlich, daß die Bruchstauchungen - die naturgemäß eng mit der Anzahl der auftretenden Mikrofehlstellen verknüpft sind - bei einer Vorbelastung geringer ausfallen werden, weil die "Mikrofehlordnung" im "vorgespannten" Querschnitt ebenfalls kleiner ist, d.h. die Möglichkeit einer vornehmlich plastischen Verformung des Materials ist nicht mehr gegeben.

#### 4.2. Strukturuntersuchungen mit Hilfe der Stickstoffadsorption

##### 4.2.1. Vorbemerkung

Die in 4.1. dargestellten theoretischen Überlegungen über die Veränderung der Betonstruktur infolge thermomechanischer Beanspruchung basieren auf der Tatsache, daß ein Teil der in das System eingeleiteten Energie nicht zu reversiblen Formänderungen des Körpers führt. Energieverluste treten z.B. infolge thermisch bedingter Umwandlungs- und

Zersetzungsreaktionen, durch Reibung einzelner Rißflächen aufeinander oder durch Oberflächenvergrößerung bei der Entstehung und Fortpflanzung von Rissen bzw. Rißflächen auf. Für die Quantifizierung der eingetretenen Materialschädigung stehen bislang noch keine geeigneten Meßverfahren zur Verfügung. Durch die Bestimmung der spezifischen Oberfläche, bzw. ihrer Veränderung infolge einer Beanspruchung, können möglicherweise jedoch Rückschlüsse auf den Fehlordnungsgrad gezogen werden. Dies wäre ein erster Schritt in Richtung auf eine quantitative Erfassung thermomechanisch bedingter Werkstoffschädigungen.

#### 4.2.2. Durchführung und Auswertung der Experimente

Eine sehr genaue Methode zur Bestimmung spezifischer Oberflächen und Porenverteilungen im Bereich von 20 bis 300 Å Porenradius ist die Aufnahme von Isothermen der physikalischen Gasadsorption und -desorption. Als Adsorbate können die verschiedensten Gase verwendet werden; bei der Untersuchung erhärteter Portlandzementpasten oder Kalziumsilikathydrate wurde bislang Wasserdampf oder Stickstoff bevorzugt. Gerade diese beiden Adsorbate liefern für Beton bzw. Zementstein jedoch sehr unterschiedliche Oberflächenwerte. In der vorliegenden Untersuchung mußte Wasserdampf als Adsorbat von vornherein ausgeklammert werden, weil die Messungen an ausgeheizten Betonproben durchgeführt werden sollten. Wasserdampf würde in diesem Fall aber zu Rehydratationsreaktionen und damit zu Veränderungen der Struktur führen, die in diesem Zusammenhang unerwünscht sind. Als Adsorbat wurde daher Stickstoff verwendet.

Untersucht wurden 4 Proben aus pulverisiertem Normalbeton auf Portlandzementbasis<sup>+)</sup> , die in der Thermowaage im Vakuum bis zur Gewichtskonstanz bei Temperaturen von 100, 400, 665 und 1000°C ausgeheizt worden waren. Vor Beginn jeder Messung wurden die Proben im Hochvakuum (ca.  $10^{-6}$  mbar) in der Sorptionswaage erneut bis zur Gewichtskonstanz bei 100°C ausgeheizt, um evtl. während des Transports von der Thermowaage zur Sorptionswaage aufgenommenes Wasser und/oder adsorbierte Gase zu entfernen.

---

<sup>+)</sup>  Mischungsaufbau vgl. Tab. 3.2

Nach Erreichen der Gewichtskonstanz nach ca. 24 h wurde das Meßsystem mit flüssigem Stickstoff (77 K) gekühlt, um isotherme Bedingungen zu gewährleisten.

Die Oberfläche der Probe wird während der Adsorption mit Stickstoffmolekülen bedeckt. Bei höheren Drücken werden die Poren mit flüssigem Stickstoff aufgefüllt und bei der anschließenden Desorptionsmessung wieder entleert. Hierbei tritt i.a. eine Hysterese zwischen den beiden Sorptionszweigen auf, sofern das Adsorbens Poren im Bereich von 20 - 300 Å enthält, bei kleineren Drücken ( $p/p_0 < 0,3$ ) fallen i.a. beide Zweige zusammen (Abb. 4.4).

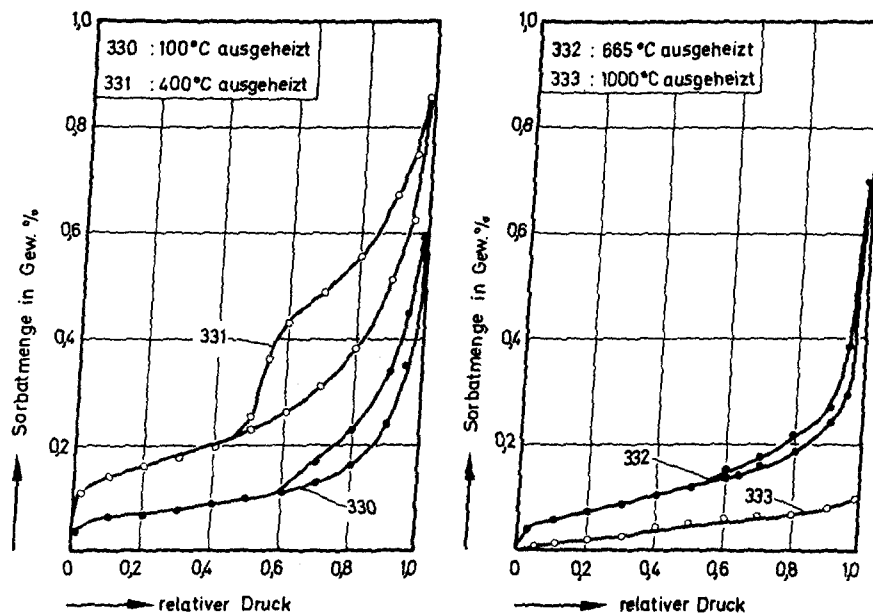


Abb. 4.4:  $N_2$ -Sorptionsisothermen der ausgeheizten Betonproben

Nach der Theorie von Brunauer, Emmet und Teller [14] läßt sich in einem Bereich des unteren Drittels der Sorptionsisothermen ( $0,1 \leq p/p_0 \leq 0,3$ ) aus der sorbierten Stickstoffmenge die sogenannte BET-Oberfläche berechnen, die unter gewissen Voraussetzungen mit der spezifischen Oberfläche nahezu übereinstimmt.

In der Tabelle 4.1 sind die spezifischen Oberflächen und mittleren Porenradien<sup>+)</sup>  der untersuchten Proben aufgeführt, wie sie aus dem Adsorptionszweig bestimmt wurden.

Tabelle 4.1: Spezifische Oberflächen und mittlere Porenradien von erhitzten Normalbetonproben

Probe	Ausheiztemperatur in °C	BET-Oberfläche in m <sup>2</sup> /g	mittlerer Poren- radius $\bar{r}$ in Å
330	100	2,0	43
331	400	4,5	38
332	665	2,4	51
333	1000	1,1	ungenügende Daten

In der Literatur sind unterschiedliche Werte für die spezifische Oberfläche von hydratisierter Portlandzementpaste bekannt geworden, u.a. weil verschiedene Adsorbate verwendet wurden (z.B. Stickstoff, Argon, Wasserdampf u.a.); die berechnete BET-Oberfläche hängt jedoch naturgemäß von dem gewählten Adsorbat ab /15/. Jambor /16/ hat mit Argon als Sorptionsgas erhärteten, bei 100°C getrockneten Zementstein untersucht und spezifische Oberflächen in der Größenordnung von 10 - 25 m<sup>2</sup>/g je nach Zusammensetzung erhalten. Simonov et al. /17/ geben 8 - 10 m<sup>2</sup>/g, Chekhovsky et al. /18/ 5 - 12 m<sup>2</sup>/g und Feldmann /19/ 5 - 32 m<sup>2</sup>/g für die BET-Oberfläche von Zementstein an. Die genannten Autoren verwendeten ebenfalls Stickstoff als Adsorbat.

Die gefundenen Werte für den Normalbeton können nur mit den Werten aus der Literatur verglichen werden, wenn die Oberfläche auf den Anteil des Zementsteins am Beton umgerechnet wird. Setzt man voraus, daß die Oberfläche des Zuschlags gegenüber der des Zementsteins vernachlässigbar klein ist, so folgt, daß die spezifische Oberfläche

---

<sup>+)</sup>  Mittelwert für zylinder- und kugelförmige Poren

auf ca. 20 % der Einwaage bezogen werden muß, d.h., man hat die BET-Oberfläche mit einem Faktor 5 zu multiplizieren, um den entsprechenden Wert für die Zementsteinoberfläche zu erhalten. Der Wert für die Probe 330 steht damit in guter Übereinstimmung mit der Literatur.

Genauere Aussagen über die Porenverteilung sind nach einer von de Boer /20/ entwickelten Theorie möglich. Bezüglich der Voraussetzungen, die dabei als erfüllt angenommen werden müssen sowie zur numerischen Berechnung der Verteilungen sei auf die Literatur verwiesen /21/. Da integrale Verteilungen im allgemeinen weniger übersichtlich sind, wurde zur besseren Darstellung der Porenverteilung die differenzielle Porenvolumenverteilung berechnet. Die so ermittelten Porenverteilungen der untersuchten Betonproben sind in Abb. 4.5 - 4.8 dargestellt.

Der bei 100°C ausgeheizte Beton hat einen mittleren Porenradius von 53 Å und eine transitionale Porosität von 1 %. Die Porenstruktur verändert sich durch die Wärmeeinwirkung wie folgt: der mittlere Porenradius verringert sich bei der auf 400°C erhitzten Probe auf 38 Å, die transitionale Porosität wächst auf 2 %. Ganz anders ist die Porenverteilung der bei 665°C ausgeheizten Probe. Es sind noch Mikroporen vorhanden, der mittlere Porenradius beträgt ähnlich wie bei der 100°C-Probe 51 Å. Deutlich ist aber die Zunahme größerer Poren (ca. 200 Å) zu erkennen. Bei der 1000°C-Probe ist die Verteilung weniger aufschlußreich, da die Daten, die aus den Sorptionsisothermen für das Rechenprogramm entnommen werden, nicht ausreichen, um beispielsweise einen mittleren Porenradius oder die Porosität zu bestimmen. Der Hauptteil der noch vorhandenen Poren liegt im Bereich der Makroporen, die bei dieser Auswertung nicht berücksichtigt werden können. Die rechnerisch ermittelte Verteilung deutet jedoch an, daß neben den Makroporen auch noch Poren mit Radien  $r < 100 \text{ Å}$  vorhanden sind.

Diese Ergebnisse der Sorptionsmessungen an ausgeheizten Betonproben können als eine Bestätigung der in 4.1. formulierten qualitativen Vorhersagen bezüglich der Mikrofehlordnung gewertet werden. Um auch die Strukturveränderungen im größeren Porenbereich bis 7,5 µm zu erfassen, sind weitere Untersuchungen mit dem Quecksilberdruckporosimeter vorgesehen. Diese Meßmethode bietet zudem gegenüber der

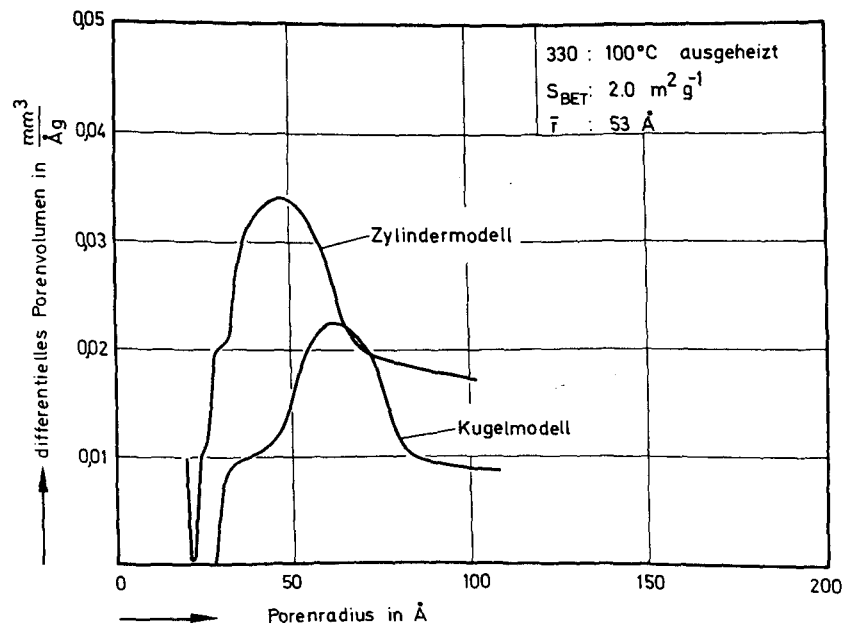


Abb. 4.5: Porenverteilung der Probe 330, errechnet aus dem Adsorptionszweig

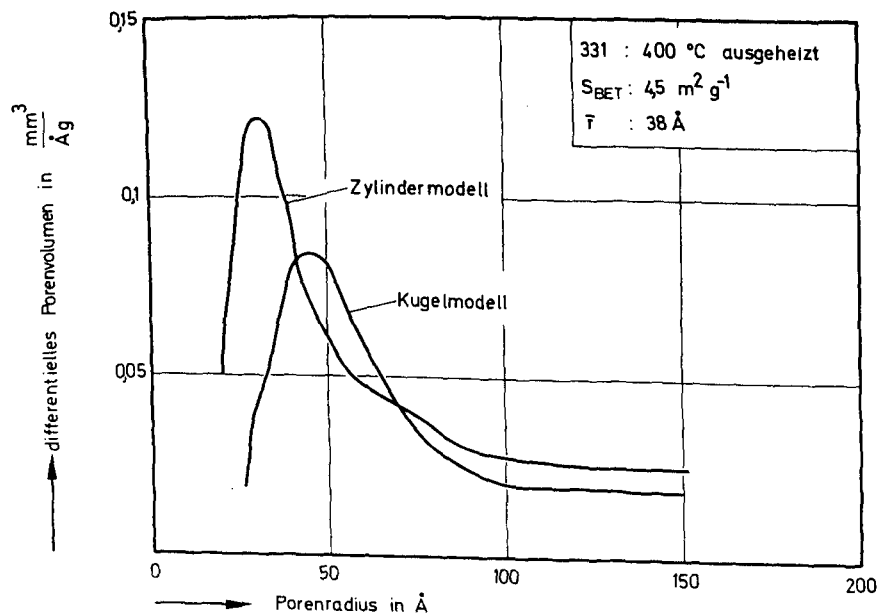


Abb. 4.6: Porenverteilung der Probe 331, errechnet aus dem Adsorptionszweig



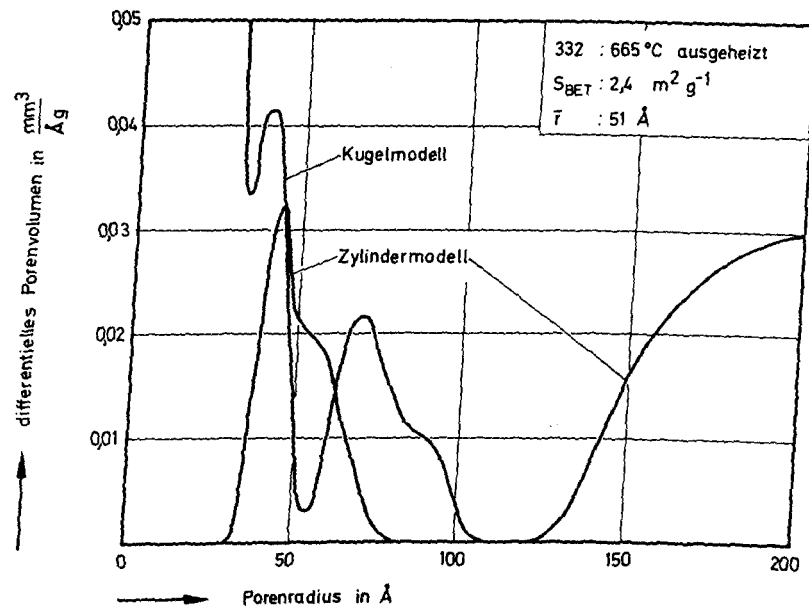


Abb. 4.7: Porenverteilung der Probe 332, errechnet aus dem Adsorptionszweig

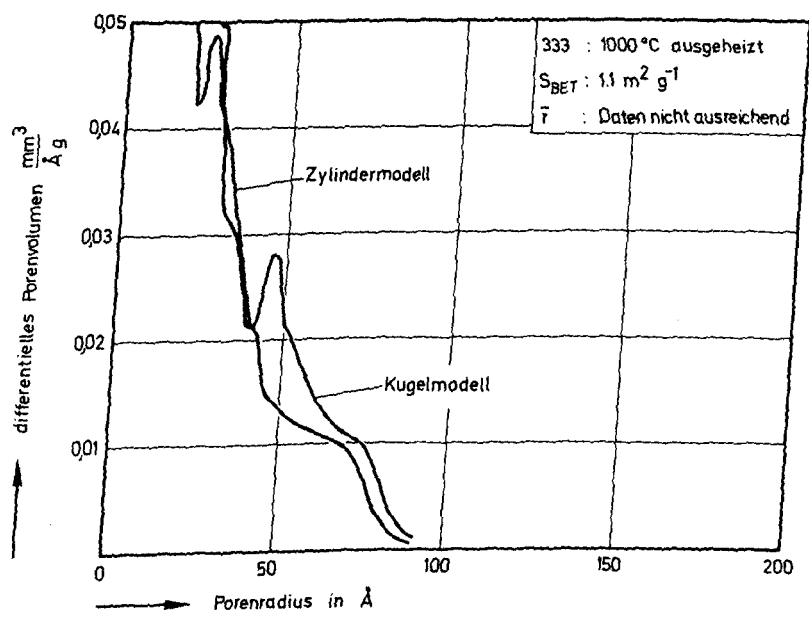


Abb. 4.8: Porenverteilung der Probe 333, errechnet aus dem Adsorptionszweig

Stickstoffsorptionsmessung den Vorteil, daß sowohl pulverisierte Materialien als auch kompakte Probekörper untersucht werden können. Damit ist einmal wegen der teilweisen Überdeckung der erfaßbaren Porenbereiche eine Überprüfung der erzielten Ergebnisse durch ein unabhängiges Meßverfahren möglich. Zum anderen erlaubt die Untersuchung kompakter Probekörper u.U. eine Quantifizierung der sich bei thermomechanischer Beanspruchung verändernden Rißstruktur. Insbesondere wird erwartet, daß derartige Messungen zu einer Deutung des in Abschnitt 3.5 beschriebenen Vorlasteffekts führen können.

## 5. Formulierung von Materialgleichungen zur Beschreibung des Hochtemperaturverhaltens

### 5.1. Rheologische Beziehungen

Für eine rechnerische Behandlung der Tragfähigkeit von Betonkonstruktionen, die einer thermischen Beanspruchung ausgesetzt sind, ist es notwendig, die auf experimentellem Wege gewonnenen Erkenntnisse in Form von Materialgleichungen zu fassen. Hierzu bietet sich ein Verfahren an, das auf der Simulation des Werkstoffverhaltens durch Kombinationen verschiedener rheologischer Körper mit definiertem Deformationsverhalten beruht. Im Hinblick auf den Rechenaufwand sollte jedes rheologische Modell allerdings eine möglichst einfache Struktur aufweisen, so daß das Materialgesetz in Form eines geschlossenen analytischen Ausdrucks - beispielsweise eine Differentialgleichung - angegeben werden kann.

Während für die Beschreibung des Verformungsverhaltens von Beton bei Raumtemperatur von zahlreichen Autoren rheologische Modelle vorgeschlagen wurden, die im Rahmen einer im Teilprojekt B3 durchgeführten Literaturstudie systematisch erfaßt und analysiert wurden, liegt zur Simulation des Hochtemperaturverhaltens von Beton bisher nur das von Kordina et al. im Heft 3 der Schriftenreihe des SFB 148 veröffentlichte rheologische Modell vor, das aus einem Grundelement ( $\alpha_T$ -Element) sowie aus N nachgeschalteten rheologischen Körpern besteht. Die Anzahl der zur Simulation des Materialverhaltens verwendeten Körper - einfacher oder auch komplexer Art - ist dabei durch eine Temperaturfunktion festgelegt.

Das Problem der Restfestigkeit geschädigter Betone läßt sich ebenfalls mit einem statistisch-rheologischen Modell mathematisch fassen /22/. Die Restfestigkeit geschädigter Betone, z.B. nach starker thermischer oder mechanischer Beanspruchung, wird nicht mehr durch die chemischen Bindungskräfte, sondern durch die Haftreibung zwischen den einzelnen in Form, Größe und Zusammensetzung von einander verschiedenen Bruchstücken bestimmt. Die Eigenschaften einer Kontaktstelle zwischen zwei Elementen eines solchen Betonhaufwerks werden durch drei Parameter charakterisiert: den Haftreibungskoeffizienten  $\mu_H$ , die Anziehungskräfte in der Berührungsfläche  $c$  und den Neigungswinkel der Berührungsfläche  $\gamma$ . Wendet man die Coulombsche Gleichung ( $\tau = \sigma \mu_H + c$ ) auf ein solches Element an, so kann man eine kritische Spannung angeben, bei deren Überschreiten der Zustand der Haftreibung beendet und der Gleitvorgang eingeleitet wird. Die Angabe nur einer Größe beschreibt also das Verhalten in hinreichender Weise.

Das Zusammenwirken aller Haufwerkselemente ist derart, daß eine modellmäßige Beschreibung des Festigkeitsverhaltens nur in Form einer Parallelschaltung von  $N$  Reibungselementen (R-Element) erfolgen kann. Berücksichtigt man die Tatsache, daß sich die Einzelelemente verformen können, ohne daß es zu einem Überschreiten der Haftreibung kommt, durch das Hinzuschalten von  $N$  Verformungselementen (V-Element), so ist das einfache Modell zur Simulation des Verhaltens eines Haufwerks (z.B. aus Betonbruchstücken) vollständig (vgl. Abb. 5.1).

Wegen der unüberschaubaren Anzahl der Reibungselemente, die das Haufwerk bilden, kann eine mathematische Behandlung nur mit statistischen Methoden erfolgen. Zunächst muß eine Verteilungsfunktion bestimmt werden, die angibt, mit welchen Wahrscheinlichkeiten die kritischen Spannungen in dem Haufwerk vorkommen. Bei einer Belastung des Modellhaufwerks verteilt sich wegen der Parallelschaltung der Einzelelemente die Druckspannung zunächst gleichmäßig auf alle Elemente. Ein Einzelelement versagt, wenn die Spannung den zulässigen kritischen Wert für das Reibungselement überschreitet. Wenn alle Elemente mit kritischen Spannungen, die einen gewissen Wert unterschreiten, ausgefallen sind, so verteilt sich die auf das Haufwerk wirkende Spannung auf die noch verbleibenden aktiven Elemente. Notwendige und hinreichende Bedingung für eine Stabilität des Gesamtsystems ist die Forderung, daß die noch

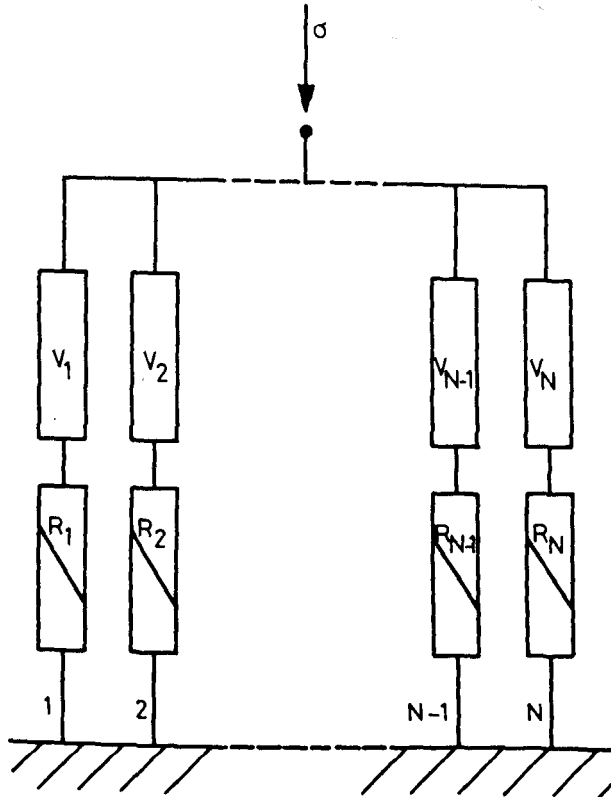


Abb. 5.1:

Simulation eines Haufwerks  
durch N Verformungs- und  
N Reibungselemente

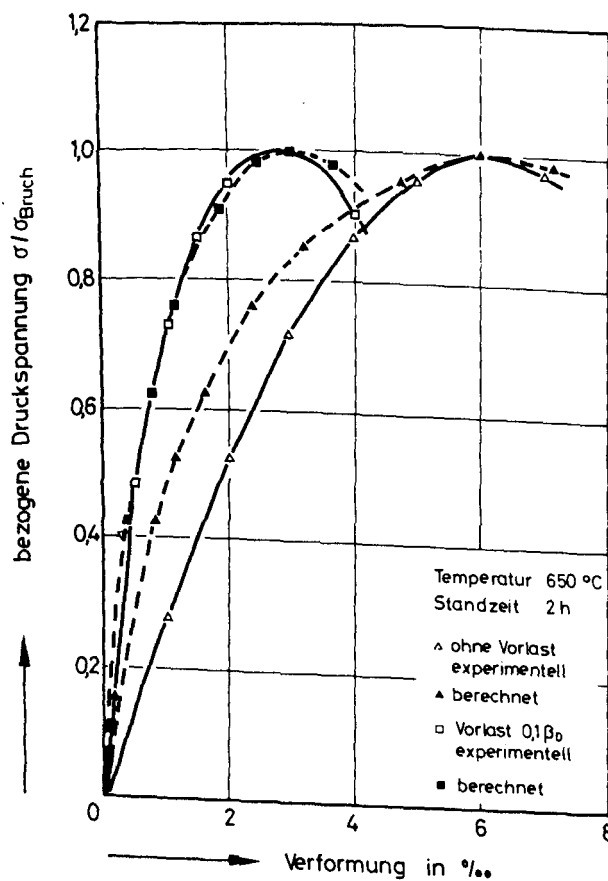


Abb. 5.2:

σ-ε-Beziehung von  
Normalbeton im Vergleich  
zu den Ergebnissen einer  
haufwerkstheoretischen  
Berechnung

aktiven Elemente die verbleibende Spannung tragen können. Mit Hilfe dieses Stabilitätskriteriums können für jede Belastung bis zum Versagen des Gesamtsystems durch Integration über die Verteilungsfunktion die Anzahl der aktiven Elemente und die Spannungen an den Verformungselementen ermittelt werden.

Wie Abb. 5.2 zeigt, ergeben Rechnungen, die unter vereinfachenden Annahmen durchgeführt wurden, eine erstaunlich gute Übereinstimmung mit experimentellen Daten. Durch Berücksichtigung der von der Beanspruchungsgeschichte abhängigen Rißweiten kann auch der relative Festigkeitsgewinn von unter Vorbelastung erwärmten Betonproben mit einer solchen Modellvorstellung beschrieben werden.

### 5.2. Analytische Beziehungen

In früheren Arbeiten wurde bereits darauf hingewiesen, daß sich die Gesamtverformung von Beton unter thermomechanischer Beanspruchung mindestens aus 5 Einzelverformungen zusammensetzt /23,24/.

Dazu gehören:

- a) thermische Dehnungen,
- b) Schwindverformungen,
- c) spontan-elastische Verformungen,
- d) spontan-plastische Verformungen und
- e) Kriechverformungen.

Prinzipiell sind somit folgende Verformungsarten zu unterscheiden:

- $\alpha$ ) lastabhängige Verformungen und
- $\beta$ ) lastunabhängige Verformungen.

Für eine erste rechnerische Analyse von Stahlbetonbauteilen unter Feuerangriff genügt es - soweit der Beton betroffen ist - zur Beschreibung des Materialverhaltens zunächst diese vereinfachte Unterteilung zu verwenden, vorausgesetzt, es kommen bei einer derartigen Unterteilung solche Meßwerte zur Anwendung, die den erwähnten Verformungsmechanismus berücksichtigen, bzw. die angegebenen Einzelverformungen in angemessener Weise umfassen. Solche Meßwerte liegen in der Tat vor. Die in Abschnitt 3.4. beschriebenen Warmkriechuntersuchungen können in dieser Hinsicht etwa als repräsentativ für eine thermo-mechanische Beanspruchung von Beton angesehen werden, so daß sich aus den angegebenen Warmkriechkurven entsprechende Materialgleichungen gewinnen lassen.

Für die lastabhängigen Verformungen wurde eine Betonarbeitslinie ermittelt, indem für jede konstante Temperatur  $\geq 20^\circ\text{C}$  den gemessenen Warmkriechverformungen (z.B. den Verformungskurven von Abb. 3.12) eine separate  $\sigma$ - $\epsilon$ -Beziehung zugeordnet wurde. Die nicht lastabhängigen Verformungen sind dem gleichen Bild entnommen ( $P \equiv 0$ ), wobei davon ausgegangen wird, daß sich die thermische Dehnung und das Schwinden im Experiment überlagern. Dieses ist eine zulässige Annahme, weil die Versuchskörper auch unversiegelt geprüft werden.

Die mathematische Formulierung der gefundenen Beziehungen ist ohne Schwierigkeiten möglich. Die lastabhängigen Verformungen lassen sich für einen Quarzitbeton mit  $340 \text{ kg/m}^3$  Portlandzement ( $\beta_{w,28} \approx 450 \text{ kp/cm}^2$ ) in dem gesamten Temperaturbereich von  $20^\circ\text{C}$  bis  $1000^\circ\text{C}$  näherungsweise durch die Funktion

$$\frac{\sigma(T)}{\sigma(T)_{\max}} = \frac{\epsilon(T)}{\epsilon(T)_{\max}} \cdot \frac{3}{2 + \left(\frac{\epsilon(T)}{\epsilon(T)_{\max}}\right)^3} \quad (5.1)$$

beschreiben, wobei  $\sigma(T)_{\max}$  und  $\epsilon(T)_{\max}$  Polynome der Form

$$f(T) = a_0 + a_1 T + a_2 T^2 + a_3 T^3 \quad (5.2)$$

darstellen. Diese Polynome sind experimentell bestätigt. Als Koeffizienten wurden dafür die in Tafel 5.1 angegebenen Werte ermittelt.

Tafel 5.1: Koeffizienten der Temperaturpolynome  
der  $\sigma$ - $\epsilon$ -Beziehung für Beton

Funktion	$a_0$	$a_1$	$a_2$	$a_3$	Bereich
$\epsilon(T)_{\max}$	1.9971	0.0212	$-0.5649 \cdot 10^{-4}$	$0.1336 \cdot 10^{-6}$	0 - 590°C
$\epsilon(T)_{\max}$	3.2285	0.0530	$-0.4305 \cdot 10^{-4}$	$0.1356 \cdot 10^{-7}$	590 - 1000°C
$\sigma(T)_{\max}$	$0.105 \cdot 10^3$	-0.2742	$0.8422 \cdot 10^{-3}$	$-0.8888 \cdot 10^{-6}$	0 - 470°C
$\sigma(T)_{\max}$	0.2538	-0.6039	$0.5372 \cdot 10^{-3}$	$-0.1799 \cdot 10^{-6}$	470 - 1000°C

Für die nicht lastabhängigen Verformungen von verschiedenen Betonen sind zwischenzeitlich ebenfalls entsprechende Funktionen entwickelt worden. Im allgemeinen wurde dafür ebenfalls wie oben angegeben ein Polynomansatz 3. Ordnung gewählt. Ohne auf weitere Details einzugehen, seien hier die ermittelten Koeffizienten in tabellarischer Form (Tafel 5.2) mitgeteilt.

Auf Abb. 5.3 ist die gefundene  $\sigma$ - $\epsilon$ -Beziehung mit den vorliegenden Meßwerten verglichen. Mit Rücksicht auf die Tatsache, daß sämtliche Meßwerte durch eine einzige Funktion beschrieben werden, ist die Übereinstimmung zwischen den Meß- und Rechenwerten als sehr gut zu bezeichnen.

Tafel 5.2: Koeffizienten der Temperaturpolynome zur Beschreibung der nicht lastabhängigen Verformungen von Beton

Betonart	$a_0$	$a_1$	$a_2$	$a_3$	Bereich
Quarzit- beton	1,99708	0,021222	$-0,564951 \cdot 10^{-4}$	$0,133644 \cdot 10^{-6}$	20 - 590°C
	3,22849	0,053001	$-0,430494 \cdot 10^{-4}$	$0,135696 \cdot 10^{-7}$	590 - 1000°C
Kalkstein- beton	-0,2521	0,0135	$-0,4723 \cdot 10^{-4}$	$0,9386 \cdot 10^{-7}$	20 - 395°C
	$0,1069 \cdot 10^2$	-0,0571	$0,1219 \cdot 10^{-3}$	$-0,5973 \cdot 10^{-7}$	395 - 770°C
	$-0,6529 \cdot 10^2$	0,2048	$-0,1734 \cdot 10^{-3}$	$0,4859 \cdot 10^{-7}$	770 - 900°C
Sandstein- beton	-0,1802	$0,8816 \cdot 10^{-2}$	$0,9599 \cdot 10^{-5}$	$0,2035 \cdot 10^{-3}$	20 - 395°C
	$-0,7603 \cdot 10^2$	0,5249	$-0,1168 \cdot 10^{-2}$	$0,9016 \cdot 10^{-6}$	395 - 560°C
	$-0,1215 \cdot 10^3$	0,4912	$-0,5867 \cdot 10^{-3}$	$0,2308 \cdot 10^{-6}$	560 - 980°C
Blähton- beton	-0,2665	0,0143	$-0,4941 \cdot 10^{-4}$	$0,7679 \cdot 10^{-7}$	20 - 395°C
	$0,1496 \cdot 10^2$	-0,0866	$0,1827 \cdot 10^{-3}$	$-0,1109 \cdot 10^{-6}$	395 - 770°C
	$-0,1024 \cdot 10^3$	0,3437	$-0,3490 \cdot 10^{-3}$	$0,1109 \cdot 10^{-6}$	770 - 1020°C



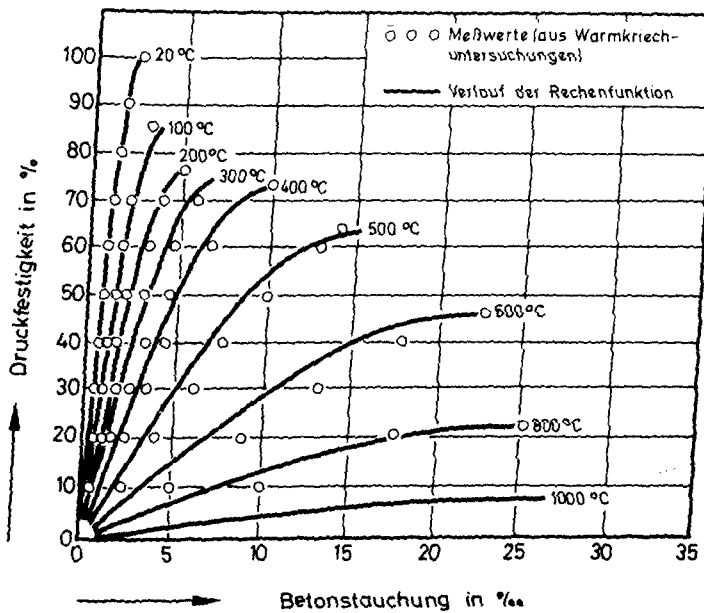


Abb. 5.3:  
 $\sigma$ - $\epsilon$ -Beziehung von  
 Normalbeton bei  
 hohen Temperaturen

## 6. Ausblick

In dem vorliegenden Bericht werden erstmalig die im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 148 im Teilprojekt B3 durchgeführten Untersuchungen zusammenfassend dokumentiert. Einige Untersuchungsergebnisse sind allerdings bereits schon in Fachzeitschriften und bei Vorträgen mitgeteilt worden<sup>+)</sup>, so daß die wesentlichen Ergebnisse der durchgeführten Forschungsarbeiten der Fachöffentlichkeit wenigstens schon zum Teil bekannt sein dürften.

Die zukünftigen Ziele des Projekts sind zunächst auf eine Erweiterung der mechanisch-technologischen Untersuchungen gerichtet, wobei die Frage des Temperaturverhaltens häufig verwendeter Betonarten mit besonderen Zuschlägen im Vordergrund steht. Neben den experimentellen Untersuchungen soll jedoch stärker als bisher die werkstofftheoretische und baupraktische Analyse der gefundenen Ergebnisse betrieben werden. Vorzugsweise wird es sich dabei um Fragen des Verhaltens einzelner Betonkomponenten, des Zusammenwirkens solcher Komponenten an den Grenzflächen und schließlich der im gesamten

<sup>+) vgl. Abschnitt 8. Dokumentation der Veröffentlichungen</sup>

System "Beton" unter Temperatureinwirkung eintretenden Veränderungen handeln. Auf der baupraktischen Seite soll die auf rheologischer und thermodynamischer Ebene begonnene Entwicklung von Strukturmodellen fortgeführt werden mit dem Ziel, ein möglichst umfassendes Modell zur Beschreibung des Temperaturverhaltens von Festbeton zu erstellen.

### 7. Literaturverzeichnis

1. Dougill, J.W., U. Sc.-Thesis,  
Universität London, (1960)
2. Schneider, U., Dissertation, TU Braunschweig, (1973)
3. Englert, G., Mater. et Constr., Vol. 1, Nr. 6,  
F. Wittmann, 535 ff, (1968)
4. Sizmann, R., Chemiker Ztg./Chem.  
A. Franck, Apparatur, 87, 347, (1963)
5. Waubke, N.V., Schriftenreihe des SFB 148  
Heft 2, TU Braunschweig, (1973)
6. Mackenzie, R.C., Differential Thermal Analysis,  
Vol. 1, III, pp. 126-131,  
Academic Press, (1970)
7. Wiedemann, H.G., Vacuum Microbalance  
Techniques, Vol. 7, Plenum Press,  
pp. 217-229, (1970)
8. Taylor, H.F.W., The Chemistry of Cements,  
Vol. 1, p. 222, Academic Press, (1964)
9. Schultze, D., Differentialthermoanalyse,  
Verlag Chemie GmbH, (1972)

10. Weigler, H.,  
Fischer, R.,  
beton, 18, S. 33-46, (1968)
11. Abrams, U.S.,  
ACI, SP 25-2, (1969)
12. Illston, J.U.,  
Sanders, P.D.,  
Mag. of Concr. Res.,  
Vol. 25, No. 84, (1973)
13. Maréchal, J.C.,  
Rilem Colloquium, (1968)
14. Brunauer, S.,  
Emmett, P.,  
Teller, E.,  
J. Am. chem. Soc. 60, 309,  
(1938)
15. Fagerlund, G.,  
Matér. et Constr.,  
Vol. 6, Nr. 33, (1973)
16. Jambor, J.,  
Proc. of the Int. Symp.  
Rilem/I UPAC, Part II  
Prag (1973), D - 75
17. Simonov, V.V.,  
Tolstykh, I.F.,  
Barshutor, V.S.,  
TJAO PIN-KHUAN,  
Proc. of the Int. Symp.  
Rilem/I UPAC, Part II  
Prag (1973), D - 75
18. Chekhovsky, J.V. et al.,  
Proc. of the Int. Symp.  
Rilem/I UPAC, Part I, Prag (1973)
19. Feldmann, R.F.,  
Cement and Concrete Research,  
Vol. 3, pp. 107 - 110, (1973)
20. Boer, J. de et al.,  
J. Colloid Interface Sci. 21,  
405, (1966)
21. Schmitt, A.,  
Dissertation, TU Braunschweig, (1973)

- |                                    |   |
|------------------------------------|---|
| 22. Weiß, R.,<br>Waubke, N.V.,     | Fortschr. Miner., <u>54</u><br>Beiheft 1, S. 103, (1976)                              |
| 23. Schneider, U.,<br>Kordina, K., | 3rd Int. Conf. Struct. Mech. in Reactor<br>Techn., Vol. 3, Part H, Paper H1/6, (1975) |
| 24. Schneider, U.,                 | Bautechnik, 4, S. 123-132, (1977)   |

#### 8. Dokumentation der Veröffentlichungen

Im Zeitraum von 1975 - 1977 sind folgende Veröffentlichungen von Mitarbeitern des Teilprojekts B3 erschienen:

- |                                   |   |
|-----------------------------------|---|
| 1. Kordina, K.,<br>Schneider, U., | Zum mechanischen Verhalten von Normal-<br>beton unter instationärer Wärmebeanspru-<br>chung.<br>Beton, 25. Jahrgang, Heft 1, S. 19 - 25,<br>Jan. 1975   |
| 2. Schneider, U.,<br>Kordina, K., | On the behaviour of normal concrete under<br>steady state and transient temperature<br>conditions.<br>3rd Int. Conf. Struct. Mech. in Reactor<br>Techn., Vol. 3, Part H, Paper H1/6,<br>London, 1975. |
| 3. Schneider, U.,                 | Kinetische Untersuchung an Normalbeton<br>unter thermischer Beanspruchung.<br>Betonwerk und Fertigteil-Technik, 41.<br>Jahrgang, Heft 9, S. 445 - 449, Bauverlag<br>GmbH Wiesbaden, Sept. 1975        |
| 4. Kordina, K.,<br>Schneider, U., | Über das Verhalten von Beton unter hohen<br>Temperaturen. Betonwerk und Fertigteil-<br>Technik, 41. Jahrgang, Heft 12, S. 572 -<br>582, Bauverlag GmbH Wiesbaden, 1975                                |

5. Weiß, R.,  
Schneider, U.,  
 $N_2$ -Sorptionsmessungen zur Bestimmung der spezifischen Oberfläche und der Porenverteilung von erhitztem Normalbeton. Cement and Concrete Research, Vol. 6, S. 613 - 622, Pergamon Press, 1976
  
6. Schneider, U.,  
Kinetische Betrachtungen über den thermischen Abbau des Zementsteins und seiner mechanischen Auswirkungen. Referat des Vortrags auf der 54. Jahrestagung der Deutschen Mineralogischen Gesellschaft vom 13. - 19. September 1976 in Braunschweig  
Fortschr. Miner., 54, Beiheft 1, Stuttgart (1976), S. 82 - 83 .
  
7. Weiß, R.,  
 $N_2$ -Sorptionsmessungen an ausgeheizten Betonproben. Referat des Vortrags auf der 54. Jahrestagung der Deutschen Mineralogischen Gesellschaft vom 13. - 19. September 1976 in Braunschweig  
Fortschr. Miner., 54, Beiheft 1, Stuttgart (1976), S. 101 - 102
  
8. Weiß, R.,  
Waubke, N.V.,  
Ein haufwerktheoretisches Modell für die Restfestigkeit geschädigter Betone. Referat des Vortrags auf der 54. Jahrestagung der Deutschen Mineralogischen Gesellschaft vom 13. - 19. September 1976 in Braunschweig,  
Fortschr. Miner., 54, Beiheft 1, Stuttgart (1976), S. 103
  
9. Schneider, U.,  
Festigkeits- und Verformungsverhalten von Beton unter stationärer und instationärer Temperaturbeanspruchung. Die Bautechnik, Heft 4, S. 123 - 132, 1977

10. Schneider, U.,  
Weiß, R.,

Kinetische Betrachtungen über den  
thermischen Abbau zementgebundener  
Betone und dessen mechanische Aus-  
wirkungen.

Cement and Concrete Research, Vol. 7,  
S. 259 - 268, Pergamon Press, 1977

B 4

Sonderforschungsbereich 148

- Brandverhalten von Bauteilen -

Teilprojekt B 4 - Verformungsverhalten von Beton- und  
Spannstählen bei hohen Temperaturen

Beteiligte Wissenschaftler: o. Prof. Dr.-Ing. J. Ruge  
Dipl.-Ing. O. Winkelmann

Arbeitsbericht für den Zeitraum 1975 - 1977

Bezug: Förderungsantrag 1974, Seiten 96 - 107  
1977, Seiten 113 - 125

Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einleitung . . . . .	B 4 - 2
2. Allgemeines . . . . .	B 4 - 5
3. Prüfstand und Meßverfahren . . . . .	B 4 - 6
4. Bestimmung eines kritischen Kennwertes für Stahl . . . .	B 4 - 8
5. Ergebnisse der Untersuchungen . . . . .	B 4 - 11
5.1. Messungen an den Baustählen St37 und ST52 . . . .	B 4 - 12
5.2. Messungen an den Feinkornbaustählen StE47 und StE70 . . . . .	B 4 - 14
5.3. Messungen an den gerippten Betonstählen IIIU und IIIK . . . . .	B 4 - 17
5.4. Vergleichender Überblick und Zusammenfassung der Ergebnisse . . . . .	B 4 - 19
6. Ausblick . . . . .	B 4 - 22
7. Bildteil und Gefügebildverzeichnis . . . . .	B 4 - 50
8. Literatur . . . . .	B 4 - 55



## 1. Einleitung

Das Teilprojekt B 4 befaßt sich im Rahmen des Sonderforschungsberichts 148 mit der Bauteilkomponente Stahl. Stahl findet im Bauwesen als Bewehrungs- oder Spannelement bzw. im Leicht- und Stahlhochbau als Bauteil Verwendung. Im Verbund kommt dem Stahl meist die Aufgabe zu, Zugbeanspruchungen aus direkter Zugbelastung oder aus Biegebeanspruchung aufzunehmen. Beim Spannbeton ermöglicht der auf Druck durch Spannstähle vorbelastete Beton eine leichtere und über größere Längen freitragende Bauweise, die vor allem im Decken- und Brückenbau angewandt wird.

Wird im Brandfall ein Bauwerk oder ein Bauteil durch hohe Temperaturen belastet und soll über eine Feuerwiderstandsdauer eine Aussage getroffen werden, so muß das Festigkeits- und Verformungsverhalten der betroffenen Stahlsorten bezüglich der aufgetretenen Belastungsart, der Erwärmungsphase, der einwirkenden maximalen Temperaturen und der u.U. Korrosion begünstigenden Verbundelemente bekannt sein.

Das Teilprojekt B 4 beschäftigt sich nach sorgfältigem Studium der vorliegenden Literatur (Antrag 75-77;78-80) mit Untersuchungen an den Baustählen St37 und St52, auf Anregung durch die DFG mit den Feinkornbaustählen StE47 und StE70, sowie mit Beton- und Spannstählen unterschiedlicher Qualitäten, Vorbehandlungen und Abmessungen. Zur Ermittlung der Meßdaten werden Warmkriechversuche bei instationärer Erwärmung mit und ohne konstant gehaltener Endtemperaturphase und Relaxionsversuche an Normproben, Bauteilproben und Schweißverbindungen durchgeführt.

Trotz des Mittel- und Investitionsstops, der das Teilprojekt B 4 besonders hart traf (Schreiben des SFB 148 vom 27.02.1976 an die DFG), da die beantragten und zur Durchführung unbedingt notwendigen Geräte erst im

Mai 1976 zur Verfügung standen, konnte eine große Anzahl von Versuchen, besonders in den Antragsjahren 1976/77 durchgeführt werden. Es liegt eine große Anzahl von Meßdaten vor, die größtenteils durch metallographische und rasterelektronenmikroskopische Bruch- und Gefügeuntersuchungen beurteilt werden können. Da die Versuche in vollem Umfang weitergeführt werden und zeitweise zwei Versuchsstände gleichzeitig betrieben werden, erscheint es notwendig, die Meßdatenauswertung und Probenvorbereitung durch Beschäftigung studentischer Hilfskräfte und eines Facharbeiters zu unterstützen.

Relaxionsversuche konnten im ersten Antragszeitraum nicht durchgeführt werden, da die aus der GA zur Verfügung stehende Anlage in vollem Umfang für Warmkriechversuche eingesetzt wurde, die zur Beurteilung des Hochtemperaturverhaltens der bislang untersuchten Stähle St37, St52, StE47, StE70, BSt42/50 RU und BSt42/50 RK geeigneter erscheinen. Der zu Beginn des Antragszeitraums 75/77 beantragte und 1976 bewilligte Zeitstand und Relaxionsprüfstand wurde im Juni 1977 geliefert und kann nach Eintreffen aller notwendigen Zusatzteile zur Durchführung des Versuchsplans eingesetzt werden.

Aufgrund theoretischer Überlegungen, die durch vertiefende Meßreihen und durch die vorliegenden Versuchsergebnisse gestützt werden, wurde die Definition einer "kritischen Kriechtemperatur" für Stahl ausgearbeitet [1], die die bislang nur unzureichend genau bestimmte "kritische Stahltemperatur" ersetzen soll. Die bislang vorliegenden veröffentlichten Untersuchungen anderer Autoren stützen sich hierbei meist auf ein Versagenskriterium bzw. auf ein fortgeschrittenes Verformungsstadium des Stahlbauteils [2,3,4 u.a.m.]. Ein definierter, einfacher Versuchsablauf soll die Auffindung der kritischen Kriechtemperatur in der Praxis erleichtern. Die Richtigkeit der hierbei erlangten Ergebnisse wurde durch aufwendige und umfangreiche Voruntersuchungen sichergestellt.

## 2. Allgemeines

Bei Raumtemperatur lassen sich Kennwerte ermitteln, die die Festigkeit und das Verformungsvermögen eines Stahles beschreiben. Stähle niedriger Festigkeit bilden häufig eine natürliche Streckgrenze  $\sigma_s$  im Anschluß an einen Spannungs-Dehnungs-Bereich aus, in dem sich der Stahl elastisch nach Entlastung zurückverformt. Bei weiterem Spannungsanstieg setzt eine Kaltverfestigung im Verlauf der Gleichmaßdehnung ein, die aufgrund der Erhöhung der Versetzungsdichte und deren Behinderung durch Gefügeverzerrungen bewirkt wird. Der Bruch erfolgt nach einer mehr oder weniger stark ausgebildeten Einschnürung, deren Ausmaß abhängig vom Verformungsvermögen der Belastungsgeschwindigkeit u.a.m. ist. Dem Versuch können durch Ausmessen Bruchdehnung  $\delta$ , Brucheinschnürung  $\psi$  und nach einfachen Berechnungen die Gleichmaßdehnung  $\delta_g$  entnommen werden. Bei legierten Stählen und Stählen höherer Festigkeit tritt an Stelle der Streckgrenze die 0,2 - Grenze, die bei einer plastischen Dehnung von 0,2 % der Meßlänge aus Feindehnungsmessungen dem Spannungs-Dehnungs-Diagramm entnommen werden kann.

Wird ein Stahlkörper bei ansteigenden oder hohen konstanten Temperaturen belastet, so beeinflussen zusätzlich zum Grad der aufgebracht<sup>k</sup>en Belastung weitere werkstoffspezifische Vorgänge im mikroskopischen Gefügebereich das Festigkeits-, Verformungs- und Zeitstandverhalten des Stahls entscheidend, die abhängig sind von der Erwärmungsgeschwindigkeit, der Temperatur, der Einwirkungsdauer hoher Temperaturen und der Werkstoffzusammensetzung und -vorbehandlung.

Die Verfestigung durch Kaltverformung, die bei den K-Betonstählen genutzt wird, um eine Festigkeitserhöhung des Ausgangsmaterials zu erhalten, wird durch die Temperatureinwirkung im Brandfall durch eine Ausheilung der Verzerrungen und Gitterfehler zurückgebildet. Durch die größere Beweglichkeit der Versetzungen nimmt die Verformungsfähigkeit zu, und die Festigkeit verringert sich. Der Ausheilvorgang

wird durch Erholung, Rekristallisation und Ausscheidungs- bzw. Koagulationsvorgänge im Werkstoffgefüge gesteuert [5,6,7].

Bei niedrigen Temperaturen erfolgt zunächst keine Neubildung des Gefüges, also keine Verschiebung von Korngrenzen. Es findet eine Erholung statt, ein Teil der Gitterstörstellen wird zurückgebildet, und die Verformbarkeit geringfügig verbessert. Dieser Prozeß ist vom Werkstoff abhängig und wird durch die Temperatur und die Haltezeit bei erhöhter Temperatur beeinflusst.

Setzt bei höheren Temperaturen eine Gefüge Neubildung ein, Rekristallisation, so werden durch eine Kaltverformung hervorgerufene Eigenschaften vollständig zurückgebildet. Je höher der Grad der Kaltverformung und damit der Versetzungsdichte ist, desto eher, bei niedrigen Temperaturen, beginnt dieser Ausheilvorgang. Eine Haltezeit bei höheren Temperaturen, ab ca 400 °C, begünstigt die Rekristallisation.

Da die Erholung ohne Keimbildung erfolgt, setzt sie mit hoher Geschwindigkeit ein, während die Rekristallisation erst nach einer bestimmten Inkubationszeit beginnt, da eine vorherige Keimbildung notwendig ist.

Der Ausheilung überlagern sich temperatur- und verformungsabhängige Ausscheidungs Vorgänge bzw. die Koagulation von Ausscheidungen. Diese Ausscheidungen können zu einer stärkeren Verankerung der Versetzungen führen und damit die Entfestigung verringern.

Bei zunehmender Koagulation von Ausscheidungen wird die Entfestigung durch Erholung und Rekristallisation allerdings beschleunigt, da die Versetzungen so leichter wandern können und vernichtet werden.

Die Temperaturen, bei denen diese Vorgänge einsetzen, liegen für die einzelnen untersuchten Stähle unterschiedlich hoch und werden vor allem durch die Legierungselemente, die Korngröße und die Vorbehandlung des Ausgangswerkstoffs bestimmt. Ein Einfluß durch den Versuchsablauf kann weitgehend vermieden werden, da auch bei den

Messungen an den gerippten Betonstählen eine Ähnlichkeitsbeziehung zu den Normversuchen bezüglich Meßlänge und Prüfbedingungen hergestellt werden konnte.

Kriechprozesse, die von der Werkstoffzusammensetzung, dem Gefüge, der Erwärmungsgeschwindigkeit und dem Grad der Belastung abhängen, beeinflussen die Feuerwiderstandsdauer erheblich, da die zunehmende beschleunigte Verformung den Zeitpunkt des Bauteilversagens bestimmt. Diese Vorgänge haben sich im Verlauf der durchgeführten Untersuchungen als so bedeutend herausgestellt, daß dadurch die bereits vor dem Antrag 75/77 vermutete Bedeutung der Beobachtung einer Erwärmungsphase im Warmkriechversuch gegenüber dem Halten einer Temperatur im Warmzugversuch voll bestätigt werden konnte. Es wird in diesem Zusammenhang auf die erheblichen Unterschiede der Verformungswerte bezüglich Aufheizgeschwindigkeit und Proben- dimension hingewiesen, die den Diagrammen [Abb. 21 bis 30] entnommen werden können.

Im Kapitel 5 wird bei der Betrachtung der einzelnen untersuchten Stähle auf diese Vorgänge eingegangen.

### 3. Prüfstand und Meßverfahren

Als Prüfverfahren wurde der Warmkriechversuch gewählt. Dabei wird bei Raumtemperatur eine Last aufgebracht, die den Ausgangsquerschnitt proportional zur Streckgrenze bzw. 0,2-Grenze belastet. Die Versuche wurden in Anlehnung an die DIN-Prüfnormen und die ASTM Richtlinie 150-69 durchgeführt. Für die Untersuchungen an den Stählen St37, St52, StE47 und StE70 wurden Normzugproben B 6 x 60 und B 10 x 100 nach DIN 50 125 aus Blechen so gearbeitet, daß die Probenlängsachse parallel zur Walzrichtung lag. Die Beton-Stähle, die als BSt42/50 RU und BSt42/50 RK mit Nenndurchmessern von 28 mm, 18 mm, 16 mm und 8 mm vorliegen, werden un- bearbeitet in den Versuchsstand eingespannt. Bei diesen Proben wird während der Versuchsdurchführung darauf geachtet, daß das Temperaturprofil an der Probe innerhalb des Dreizonen-

ofens  $\pm 10$  mm Abweichung eine Meßlänge von  $10 \times d_0$  im Verlauf der Erwärmung mit  $\pm 5$  °C der gemessenen Höchsttemperatur einhält. Da dieser Bereich als höchstbeanspruchter Probenbereich angesehen werden kann, liegen hier den Normversuchen ähnliche Prüfbedingungen vor, die eine, bezüglich des Durchmessers, zehnfache Meßlänge fordern. Die Normzugproben wurden über ein Hebelsystem durch ein Gewicht, die Betonprüfkörper über ein Hydrauliksystem konstant belastet (Abb. 1). Die in Abbildung 1 dargestellten Prüf- und Meßgeräte werden schematisch in Abbildung 2 dargestellt. Die Probe befindet sich innerhalb eines Dreizonenofens, dessen Zonen einzeln regelbar sind, und zwar werden die Außenzonen in Abhängigkeit zur Mittelzone mit einer bis zu  $\pm 50$  °C einstellbaren vor- bzw. nachlaufenden Heizphase betrieben, so daß ein gleichmäßiges Temperaturprofil im Mittelbereich erzeugt werden kann. Als Sollwert für die Regeleinheit wird eine lineare Aufheizcharakteristik von einem Programmsteuergerät vorgegeben, das es auch ermöglicht, Temperaturstufen zu regeln. Die Temperaturistwerte werden dem Regler von Ni-Cr Ni-Thermoelementen zugeführt, die im Bereich der drei Heizzonen an der Probe befestigt sind und durch reflektierende Metallfolien gegen Strahlung geschützt werden. Der Temperaturwert der mittleren Heizzone wird einem Mehrkanalschreiber oder einer Datenerfassungsanlage als Temperaturbezugswert zugeführt. Es wurde in Vorversuchen nachgewiesen, daß Verformungen, die zur Bestimmung der kritischen Kriechtemperatur führen, nur innerhalb der höchstbeanspruchten Meßlänge ( $10 \times d_0$ ) auftreten. Die Gesamtdehnung der Probe, die sich aus Temperaturdehnung,  $\varepsilon_\alpha = \alpha \cdot \Delta\vartheta$ , elastischer Dehnung,  $\varepsilon_{el} = \frac{\sigma}{E(\vartheta)}$ , und plastischer Dehnung  $\varepsilon_{pl} = F(\sigma, \vartheta)$ , zusammensetzt, wird außerhalb des Ofens von den Probenhaltern abgenommen. Die Verwendung von Dehnungsmeßgestängen innerhalb des Ofens hat sich als in erhöhtem Maße fehlerhaft erwiesen, da sich die Temperaturdehnung des Gestänges bei instationärer Erwärmung nur ungenau reproduzierbar festlegen läßt. Versuche, die vor dem Bruch abgebrochen wurden, ergaben eine sehr genaue Übereinstimmung der aus der Gesamtdehnungs-

meßkurve um elastische und Temperaturdehnung reduzierten Werte, der plastischen Dehnung, mit den nachgemessenen Werten der tatsächlich erreichten Gleichmaßdehnung.

#### 4. Bestimmung eines kritischen Kennwertes für Stahl

Der kritische Kennwert, der hier als "kritische Kriechtemperatur" bezeichnet werden soll, wird einem Meß- und Bezugskurvensystem, das in Kapitel 3 dargestellt ist, entnommen [1]. Für jede Aufheizgeschwindigkeit wurden in Vorversuchen Temperaturdehnungsbezugskurven (Abb. 4, Kurve c) zu den unterschiedlichen Materialproben ohne Belastung ermittelt, die, wie vor allem aus Abb. 4 zu entnehmen ist, nicht in jedem Bereich als linear angenommen werden können. Die Gesamtdehnung (Abb. 4, Kurve a) wird wie die Temperaturdehnung  $\varepsilon_{\alpha}$  zwischen den Dehnungsbezugspunkten (Kapitel 3) gemessen.

Aufgrund der Möglichkeit, die einzelnen Dehnungsteile, nämlich Temperaturdehnung  $\varepsilon_{\alpha}$ , elastische Dehnung  $\varepsilon_{el}$  und plastische Dehnung  $\varepsilon_{pl}$ , im Verlauf der Messungen aufzunehmen und voneinander getrennt darzustellen, liegt es nahe, einen kritischen Kennwert zu definieren, der vor dem Versagen des Bauteils erreicht wird. Als "kritische Kriechtemperatur" wird der Wert vorgeschlagen, der bei Erreichen einer Kriechgeschwindigkeit  $\dot{\varepsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  angenommen wird [1]. Die Zeit, die bis zum Erreichen dieses Wertes im Verlauf der definierten Aufheizphase benötigt wird, soll dann als "Feuerwiderstandsdauer" des untersuchten Bauteils oder Baustoffs benannt werden.

Das Aufsuchen dieses Meßpunktes soll anhand der in Abbildung 4 genannten Kurven dargestellt werden. Nach Vorgabe der Kriechgeschwindigkeit  $\dot{\varepsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ , auf deren Bedeutung noch im folgenden eingegangen wird, und einem Abszissenabschnitt der Länge  $\Delta t = 5 \text{ min}$  läßt sich aus  $\Delta l = \dot{\varepsilon} \cdot l_0 \cdot \Delta t$  die anzutragende Längenänderung im plastischen Bereich zu  $\Delta l = 3 \%$  errechnen. Da die Temperaturdehnung in dem Bereich, in dem die genannte Kriechgeschwindigkeit von  $10^{-4} \text{ s}^{-1}$  erwartet wird, in guter Näherung als linear ansteigend anzunehmen ist, wird hier auf der Kurve c ein Punkt fixiert und von dort eine Strecke, die

einem Zeitintervall von 5 Minuten entspricht, parallel zur Abszisse abgetragen. Hierauf wird das Lot errichtet und von der Kurve c an eine Strecke, die einem Dehnungsbetrag von 3 % entspricht, ausgemessen. Der Endpunkt, verbunden mit dem zuerst genannten Punkt auf der Kurve c, liefert eine Gerade, deren Steigung bei der betrachteten Aufheizgeschwindigkeit einer Kriechgeschwindigkeit von  $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{s}^{-1}$  entspricht. Der Berührungspunkt einer Parallelen zu dieser Geraden bestimmt den zugehörigen Meßpunkt auf der Kurve a (Abb. 4) und damit die kritische Temperatur  $\vartheta_{(10^{-4} \text{s}^{-1})}$  auf der Temperaturkurve b.

Versuchsreihen bei hohen Aufheizgeschwindigkeiten bewirken einen raschen Anstieg der Kurve c und somit eine größere Steigung der Geraden d relativ zum Koordinatensystem. Auf der Abszisse kann die Feuerwiderstandsdauer  $t_{(10^{-4} \text{s}^{-1})}$  direkt abgelesen werden.

Der Wert für die kritische Kriechgeschwindigkeit ergab sich, nachdem die Proben nach dem Bruch auf Gleichmaßdehnungen  $\delta_g$  hin untersucht waren und ein einfach zu handhabender Zahlenwert angestrebt wurde. Der kritische Kennwert soll auf jede Stahlsorte anwendbar sein und zumindest eine qualitativ annähernd gleichwertige Aussage über den Verformungszustand liefern.

Gentner [9] und die Autoren Dahl und Rees [5] diskutieren in ihren Arbeiten neben theoretischen Herleitungen auch die Möglichkeit, die Gleichmaßdehnung aus Messungen an gebrochenen Proben zu bestimmen und eine Aussage über die Genauigkeit dieses Meßwertes zu treffen. Hier wurden die Messungen in Anlehnung an eine Gleichung Gentners [9]

$$\delta_g = \left[ \frac{d_o^2}{d_g^2} - 1 \right] \cdot 100 \%$$

durchgeführt. In diese Gleichung wird für  $d_o$  der Probendurchmesser vor dem Versuch und für  $d_g$  ein Mittelwert, der im Bereich der Meßlänge aus Durchmesserwerten außerhalb der Einschnürung errechnet wird, eingesetzt. Zwei Durchmesser wurden in unmittelbarer Nähe der Enden der Meßlänge und ein Wert am längeren Stück der gebrochenen



Probe in einer Entfernung von ca 15 % der Länge  $l_0$  vom ersten gemessen, so daß sich  $d_g^2 = 1/3 (d_1^2 + d_2^2 + d_3^2)$  ergibt. Die in Abb. 3 und 4 dargestellten Kurven liefern dann folgende Aussagen:

Abbildung	3	4		
Werkstoff	St37	St37	StE47	StE47
$v_{krit}^{\text{§}} [^{\circ}\text{C}]$	546	525	506	485
$v_{\text{aufh}} [^{\circ}\text{C}/\text{min}]$	3,7	18,0	3,8	17,0
$v_{\text{Bruch}}^{\text{§}} [^{\circ}\text{C}]$	580	592	529	541
$t_{\text{Bruch}} - t_{krit} [\text{min}]$	9,2	3,7	6,1	3,3
$\delta_g [\%]$	14,7	4,3	8,7	6,7
$\varepsilon_{pl}(10^{-4} \text{s}^{-1}) [\%]$	3,7	1,1	4,2	1,7

Die Messungen wurden an einer großen Anzahl von Proben durchgeführt und haben gezeigt, daß bei St37 der geringste Anteil, nämlich 25 Prozent, und bei StE70 maximal über 60 Prozent der insgesamt erreichten Gleichmaßdehnung bis zur kritischen Temperatur erreicht wurden. Diese Gleichmaßverformungen bewegen sich in einem Rahmen, der für alle untersuchten Stähle eine qualitativ gleichwertige Aussage zum Werkstoffkriechverhalten zuläßt.

Die konträre Tendenz zwischen  $v_{\text{Bruch}}^{\text{§}}$  einerseits und  $v_{krit}^{\text{§}}$  andererseits bezüglich der Aufheizgeschwindigkeit bei den Werkstoffen St37, St52 und StE47 weist auf die Bedeutung des Versagenskriteriums  $v_{krit}^{\text{§}}$  hin. Wie aus den Messungen hervorgeht, nimmt die kritische Temperatur einen höheren Wert an, wenn der Zeitraum vom Eintritt der Kriechgeschwindigkeit  $10^{-4} \text{s}^{-1}$  bis zum Bruch größer wird.

## 5. Ergebnisse der Untersuchungen

Da die Belastung während der Warmkriechversuche konstant gehalten wird, tritt das Versagen der Proben nach einem von Werkstoffeigenschaften und Prüfbedingungen abhängigen Kriechprozeß ein.

Im allgemeinen nimmt die stationäre Kriechgeschwindigkeit [1] von Stahl im Temperaturbereich zu [10], wenn ein konstantes Belastungsverhältnis  $\sigma/E$  ( $\sqrt{}$ ) vorausgesetzt wird. Im Bereich zwischen Raumtemperatur und 650 °C verringert sich der Betrag des Elastizitätsmoduls  $E$  für Eisenwerkstoffe angenähert reziprok zur Temperatur um ungefähr 40 % von  $21,5 \cdot 10^4$  auf  $\text{ca. } 15 \cdot 10^4 \text{ N mm}^{-2}$  [6,7]. Bei den durchgeführten Versuchsreihen wird die Spannung im Probenquerschnitt durch eine konstante Last erzeugt. Bis zum Erreichen der kritischen Temperatur bei  $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  nimmt die effektive Spannung abhängig vom Werkstoff und der Erwärmungsgeschwindigkeit um 2 bis 10 Prozent der Ausgangsspannung zu. Dies läßt sich aus der Verminderung des Probenquerschnitts infolge Gleichmaßdehnung errechnen, da bis zu diesem Verformungsgrad keine Poren festgestellt wurden (Volumenkonstanz).

Bei konstant gehaltener Temperatur liefert ein Proportionalgesetz [10] mit ansteigenden Belastungswerten überproportional erhöhte Kriechgeschwindigkeiten  $\dot{\epsilon}_s$ . Im kritischen Bereich der beschriebenen Versuche verhindert also sowohl der Spannungsanstieg, der durch die Querschnittsabnahme hervorgerufen wird, als auch bei den höheren Erwärmungsgeschwindigkeiten die zügig ansteigende Temperatur das Einsetzen eines stationären Kriechprozesses.

Von den Stählen St37, St52 und StE47 werden hohe Verformungsbeträge bei geringen Aufheizgeschwindigkeiten, also nach zeitlich ausgedehnten Kriechprozessen, aufgenommen. Allerdings treten diese großen plastischen Dehnungen vorzugsweise nach Überschreiten der kritischen Temperatur bei  $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  auf, da sich nach dem Eintreten dieser kritischen Kriechgeschwindigkeit bei der niedrigsten Aufheizgeschwindigkeit ein Bereich quasi stationären Kriechens anschließt.

Bei höheren Erwärmungsgeschwindigkeiten und bei den Versuchen an StE70 ließ sich keine stationäre Kriechgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_s$  vor dem Eintreten von  $\dot{\epsilon} \rightarrow \infty$  nachweisen.

### 5.1 Messungen an den Baustählen St37 und St52

Die Zusammensetzung der Stähle St37 und St52 darf folgende Maximalwerte nicht überschreiten:

	C	Si	Mn	P	S	N
St37	0,20	0,30	0,2-0,5	0,080	0,050	----
St52	0,20	0,55	1,50	0,050	0,050	0,007

Die Warmkriechversuche an den Baustählen wurden bei konstanten Spannungen, die das 0,4-, das 0,6- und das 0,75-fache der gemessenen Streckgrenze  $\sigma_s$  betrugen, durchgeführt. Diese Belastungen entsprechen der im Bauwesen zulässigen Beanspruchung, sowie einer, bezogen auf  $\sigma_{zul.}$ , erhöhten und niedrigeren Auslastung des Probenquerschnitts.

Bei Raumtemperatur wurden im Zugversuch folgende Festigkeitswerte gemessen, die den Mindestanforderungen der DIN Norm gegenübergestellt werden.

	mind $\sigma_s$	$\sigma_s$	mind $\sigma_B$	$\sigma_B$ [Nmm <sup>-2</sup> ]
St37	220	290	370	360
St52	360	480	520	590

Beide Stähle zeigen bei zunehmender Belastung des Probenquerschnitts eine lineare Tendenz zu niedrigeren Temperaturwerten, Bruchtemperatur  $\vartheta_{Bruch}$  und kritischer Kriechtemperatur  $\vartheta$  ( $10^{-4} s^{-1}$ ), hin, wobei der Abfall des St37 steiler verläuft als beim St52 (Abb. 21 bis 24). Allgemein läßt sich sagen, daß die erreichten Temperaturen des St37 bei gleichem Auslastungsgrad ca 20 °C höher liegen als die entsprechenden Werte des St52. Den Abbildungen 22 und 24 läßt sich eine Erhöhung der Bruchtemperaturen mit zunehmender Aufheizgeschwindigkeit entnehmen. Da bei geringen Aufheizgeschwindigkeiten der Kriechprozeß bei niedrigeren Temperaturen einsetzt als bei hohen (Abb. 3 und 4), kehrt sich die zuvor ge-

nannte Tendenz der Bruchtemperatur um, so daß die höchsten Werte für die kritische Kriechtemperatur  $\dot{\epsilon}$  ( $10^{-4} \text{ s}^{-1}$ ) in Versuchen mit niedriger Aufheizgeschwindigkeit erreicht werden.

Bezüglich der Probendimensionen, die großen Zugproben haben eine dreimal so große Querschnittsfläche wie die kleinen, lassen sich keine signifikanten Unterschiede der Temperaturkennwerte nachweisen. Die Bruchtemperaturen der kleinen Proben aus St52 liegen ca  $10^{\circ}\text{C}$  über den Werten, die an den großen Proben gemessen wurden (Abb. 22, 24).

Erhebliche Unterschiede ergaben sich bezüglich der Probenabmessungen bei den Verformungswerten. Allgemein läßt sich feststellen, daß die Bruchdehnungen und Brucheinschnürungen bei nahezu gleichen Bruchtemperaturen in den Messungen an Kleinproben zum Teil erheblich höhere Werte annehmen (Abb. 25 a,b und 26 a,b). Der geringste Einfluß ergibt sich bei den Brucheinschnürungen, die nur beim St52 bei den Kleinproben um durchschnittlich 5 % der Meßlänge  $l_0$  höher liegen (Abb. 26 a,b).

Die Tendenzen der Meßpunktkurven bleiben erhalten. Der starke Anstieg der Verformungswerte beim St52 nach einer Belastung vom  $0,4 \times \sigma_s$  nach einem nahezu konstanten Verformungsverhalten bei höheren Lasten läßt sich darauf zurückführen, daß sich der Zementit im Perlit von der lamellaren Form in eine feine körnige Form umwandelt und damit Verformungen erheblich begünstigt. Die Umwandlung wird durch die längere Belastungszeit im Bereich hoher Temperaturen unterstützt, da trotz gleicher Aufheizgeschwindigkeit bei niedrigen Lasten die Probe bei höheren Temperaturen bricht als bei hohen Lasten.

Abbildung 19 und die dazugehörigen Daten aus dem Gefügebildverzeichnis zeigen, daß der St37 trotz nahezu konstanten Einschnürungswerten bei konstant gehaltener Last einen hohen Anstieg der Dehnungswerte mit sinkender Aufheizgeschwindigkeit erreicht. Die Abbildungen 5 bis 8 geben das Gefüge des St37 bei hoher Last und veränderten Aufheizgeschwindigkeiten wieder, wobei deutlich ein Kornwachstum in Probenlängsrichtung bei niedrigeren Aufheizgeschwindigkeiten festgestellt wird.

Tendenzen, die durch unterschiedliche Belastungen und durch veränderte Erwärmungsgeschwindigkeiten hervorgerufen werden, bilden sich bei den Kleinproben in weit höherem Maße heraus als bei den größeren Proben. Die größte gemessene Dehnungsdifferenz bei gleicher Belastung beträgt bei den großen Proben ca 15 % bei den kleinen ca 30 % von  $l_0$ .

Beim St37 nimmt der Spröbruchanteil deutlich mit höheren Aufheizgeschwindigkeiten zu,

$0,75 \times \sigma_s$ :	$v_{\text{Aufh}} [^{\circ}\text{C/min}]$	3,8	9,6	19,3
	Spröbruchanteil [%]	50	75	100

bei St52 werden bei niedrigen Belastungsgraden höhere Spröbruchanteile gemessen:

$v_{\text{Aufh}} = 9,6 \text{ } ^{\circ}\text{C/min}$ :	Spannung [ $\times \sigma_s$ ]	0,4	0,6	0,75
	Spröbruchanteil [%]	100	60	30

## 5.2 Messungen an den Feinkornbaustählen StE47 und StE70

Bei den untersuchten hochfesten Feinkornbaustählen handelt es sich bei StE47 um einen mit Cu, Ni und V mikrolegierten Stahl, bei StE70 um die Cr-Mo-Zr-Variante der Zusammensetzung:

	C	Si	Mn	P	S	N	Cu	Nb	Ni	V	Al
StE47	0,18	0,10	1,10	0,35	0,35	0,20	0,30	0,30	0,40	0,08	
		0,55	1,50				0,70		0,70	0,20	
StE70	0,18	0,80	0,76	0,019	0,018	--	0,09	--	0,09	0,01	0,057
Fortsetzung StE70:				Cr	Ti	Mo					
				0,9	0,03	0,08					

Für StE47 sind die nach DIN maximalen Anteile der Legierungselemente, für StE70 die chemische Analyse angegeben. Beide Stahlarten werden vom Deutschen Ausschuss für Stahlbau [11] als schweißgeeignet und von Schönherr und Wildenhayn [12] bei Berücksichtigung normaler Schweißbedingungen als schweißbar empfohlen.

Die untersuchten hochfesten Feinkornbaustähle wurden mit dem 0,5-, dem 0,75- und dem 1,0-fachen der gemessenen 0,2-Grenze belastet. Wie die Baustähle St37 und St52 zeigen auch der StE47 und der StE70 ein Absinken der Bruchtemperatur und der kritischen Kriechtemperatur mit zunehmendem Grad der Querschnittsbelastung. Die höchsten Bruchtemperaturen werden auch bei diesen Stählen dann erreicht, wenn der Warmkriechversuch bei einer hohen Aufheizgeschwindigkeit durchgeführt wird [Abb. 22,24].

Die in Kapitel 4 und [1] erwähnte nachträgliche Bestimmung der Gleichmaßdehnung ergab, daß bei StE70 bis zum Erreichen der zur Bestimmung der kritischen Kriechtemperatur  $\dot{\epsilon} (10^{-4} \text{ s}^{-1})$  notwendigen Kriechgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  bereits bis zu 70 % der genannten Gleichmaßdehnung erreicht werden. Berücksichtigt man zusätzlich, daß der StE70 gemessen an den Stählen St37, St52 und StE47 nahezu unempfindlich gegenüber unterschiedlichen Erwärmungsgeschwindigkeiten reagiert und insgesamt bei diesem Stahl trotz hohen Brucheinschnürungen nur geringe Bruchdehnungen gemessen werden konnten, so wird erklärbar, daß bei StE70 die Tendenz der Bruchtemperaturen bezüglich  $v_{\text{Aufh}}$  auch bei den kritischen Kriechtemperaturen auftritt. Der StE47 weist wie St37 und St52 eine Umkehrung dieser Tendenz auf (Abb. 21,23).

Die Kurven zu den Bruchverformungen ergeben für beide Feinkornbaustähle keine Tendenz bezüglich der Querschnittsabmessung, nur die Bruchdehnung der kleinen Zugproben aus StE47 liegen um 5 bis 10 % der Meßlänge  $l_0$  über denen der größeren Proben (Abb. 27 a,b, 28 a,b). Während der StE47 einen Anstieg der Bruchdehnung mit verringerter Querschnittsbelastung und nahezu Invarianz der Brucheinschnürung aufweist, steigen die Werte der Brucheinschnürung bei StE70 mit verringerter Querschnittsbelastung stark an, und die Bruchdehnung verhält sich nahezu invariant.

Bei StE47 werden bei niedrigen Belastungsgraden höhere Sprödbbruchanteile der Bruchfläche gemessen,

Spannung [ $x\sigma_s$ ]	0,5	0,75	1,0
Sprödbbruchanteil [%]	100	50	20

allgemein hat die Aufheizgeschwindigkeit darauf nur unbedeutenden Einfluß, nur bei der geringsten  $v_{\text{Aufh}}$  werden auffällig geringe Sprödbbruchanteile gemessen.

In Abbildung 20 läßt sich bei nahezu unveränderter Bruch-einschnürung bei konstanter Last eine um 8,5 % von  $l_0$  erhöhte Bruchdehnung bei  $v_{\text{Aufh. min}}$  gegenüber dem Wert bei  $v_{\text{Aufh. max}}$  feststellen, die sich fast ausschließlich durch eine Zunahme der Gleichmaßdehnung erklären läßt (Gefügebildverzeichnis zu Abb. 20).

Die in den Abbildungen 9 bis 11 dargestellten Gefüge des StE70 lassen erkennen, daß sich bei konstant gehaltener Last an den Zirkonnitrid-Einschlüssen [13] bei  $v_{\text{Aufh. min}}$  im Bereich der Bruchzone der größeren Zugproben Hohlräume im verformten, aber nicht ungekörnten Gefüge ausbilden. Bei den kleinen Proben und bei höheren Aufheizgeschwindigkeiten konnte dies nicht nachgewiesen werden. Die relativ niedrige Bruchtemperatur bei geringer  $v_{\text{Aufh}}$  (Abb. 28 a unten) kann dadurch erklärt werden.

### 5.3 Messungen an den gerippten Betonstählen IIIu und IIK

Die Untersuchungen an den gerippten Betonstählen, die in der Qualität III (BSt 42/50 RU/K) im kaltverfestigten und naturharten Zustand vorlagen, wurden an Proben der Länge  $l_0 = 1200$  mm durchgeführt. Die Stäbe wurden bezüglich Oberflächenbeschaffenheit im Anlieferungszustand belassen und kalt eingespannt. Das hohe Temperaturgefälle bewirkt den Bruch im Bereich des am stärksten erwärmten Probenbereichs in der Ofenmitte. Die drei Ofenzonen werden so geregelt, daß in der Probenmitte ein Meßbereich, dessen Länge recht genau dem zehnfachen Nenndurchmesser entspricht, gleichmäßig erwärmt wird. Die bisher geprüften Proben hatten die Nenndurchmesser  $d_0 = 16$  mm, 18 mm und 28 mm. Bei Raumtemperatur durchgeführte Zugversuche lieferten die zur Belastung notwendigen Werte für die 0,2-Grenze.

Stahl	$d_0$ [mm]	$0,2\sigma$ [Nmm <sup>-2</sup> ]
IIIu	28	400
IIK	28	470
IIIu	16	430
IIK	18	430

Die Norm (DIN 488) fordert für alle genannten Stähle eine 0,2-Grenze von 420 Nmm<sup>-2</sup>.

Da die Untersuchungen noch nicht abgeschlossen sind, können die in den Abbildungen 29 und 30 dargestellten Kurven noch nicht als endgültig angesehen werden, obwohl nichts darauf hindeutet, daß die angegebenen Meßpunkte nach Vorliegen einer größeren Anzahl von Prüfergebnissen bedeutend geändert werden müssen.

Es kann festgestellt werden, daß die Bruchtemperaturen der naturharten Betonstähle mit  $d_0 = 28$  mm um 10 bis 20 °C unter denen der naturharten Stähle mit  $d_0 = 16$  mm liegen. Dabei muß allerdings darauf hingewiesen werden, daß bei Vergleich aller vier Stähle jeweils derjenige, der eine höhere Festigkeit aufweist, in seiner Art als IIIu oder IIK, höhere Bruchtemperaturen erreicht. Außerdem liegt



bei den Stählen der jeweils niedrigeren Festigkeit ein steilerer Kurvenabfall vor. Einige der bislang durchgeführten Bruch- und Gefügeuntersuchungen sind in den Abbildungen 12 bis 18 dargestellt und entsprechend im Gefügebildverzeichnis erklärt. Abb. 17 und 18 zeigen die Bruchfläche, Abb. 17 geordnet nach ansteigender Belastung, Abb. 18 geordnet nach zunehmender Aufheizgeschwindigkeit. Dabei bewirkt sowohl eine höhere Aufheizgeschwindigkeit als auch eine höhere Belastung ein zunehmend spröderes Bruchaussehen und eine stärkere Neigung, einen Teller-Tasse-Bruch auszubilden.

Die in Abb. 18 auf der linken Bildseite dargestellte Probe zeigt makroskopisch ein sehr zähes Bruchbild. Die Probe brach geräuschlos, und der Einsatz des Bruches war nur anhand der zunehmenden, gemessenen Dehngeschwindigkeit festzustellen. Die Auswertung ergab eine um  $45^\circ$  geneigte Bruchfläche und nur sehr geringe Verformungswerte. Die Gefügaufnahmen dieser Probe, Abb. 12 bis 14, zeigen, daß nahezu keine Verformung im Bruchbereich aufgetreten ist. Das ungestörte Grundgefüge, das sich im Laufe des Warmkriechversuchs eingestellt hat, erstreckt sich über den gesamten Querschnitt und reicht bis unmittelbar an die Bruchfläche. Der Abbau eines Teiles der inneren Spannungen, die während der Kaltverformung aufgebaut sind, führt zum Aufreißen der Probe parallel zu den Rippen. Die Ofenatmosphäre, und somit Sauerstoff, gelangt an die Korngrenzen und bildet dort eine Eisenoxidschicht (Abb. 14), die ein poröses Auseinanderbrechen des Korngefüges begünstigt. Die Bruchoberfläche zeigt eine in Torsionsrückstellrichtung geschuppte Struktur. Der Bruch erfolgt vermutlich deshalb unter  $45^\circ$ , da nach veröffentlichten Untersuchungen eines Mitarbeiters des Instituts, Universitätsdozent Dr.-Ing. K.T. Rie, bei sprödem Werkstoff die größte Hauptspannung bei Torsionsbrüchen unter  $45^\circ$  auftreten kann. Der Bruch könnte als "Schub-Torsionsbruch" bezeichnet werden. Mit höheren Aufheizgeschwindigkeiten und höheren Belastungen des Querschnitts nimmt die Neigung zur Rißbildung stark ab. Nehmen  $v_{\text{Aufh}}$  und  $\sigma$  hohe Werte an, so überwiegt der Einfluß der Normalspannung längs zur Prüfrichtung, die Bruchverformungswerte nehmen stark zu. Der in der Randzone

am stärksten verformte Gefügebereich wird feinkörnig durch Rekristallisation bei großer Keimzahl und bildet einen Scherbruch unter  $45^{\circ}$  aus (Abb. 16). Die weniger stark verformte Mittelzone rekristallisiert grob und bricht unter großer Verformung der einzelnen Körner als Normalspannungsbruch. Das ungestörte Gefüge setzt im Probenmittenbereich erst nach 15 mm, im Randbereich erst in erheblich größerer Entfernung von der Bruchfläche ein.

Die genannten Gefügeuntersuchungen beziehen sich auf den Betonstahl IIIk. Die Ergebnisse der Schliffuntersuchungen an den anderen genannten Betonstählen liegen noch nicht vor.

#### 5.4 Vergleichender Überblick und Zusammenfassung der Ergebnisse

Die Stähle St37, St52, StE47 und StE70 zeigen eine Empfindlichkeit der Bruchtemperatur gegen hohe Belastungen und niedrige Aufheizgeschwindigkeiten (Abb. 22,24). Die eingeführte kritische Kriechtemperatur  $v^{\frac{1}{2}} (10^{-4} s^{-1})$  hat sich als aussagekräftiges Prüfkriterium erwiesen, da bei höheren kritischen Kriechtemperaturen vom Erreichen dieses Wertes an längere Zeitdauern bis zum Versagen des Bauteiles zu erwarten sind.

Die Stähle St37, St52 und StE47 weisen eine konträre Tendenz der kritischen Kriechtemperaturen, verglichen mit der der Bruchtemperaturen bezüglich  $v_{Aufh, auf}$ , auf. Beim StE70 konnte dieses Verhalten nicht festgestellt werden, da bis zur kritischen Kriechtemperatur bereits sehr hohe Gleichmaßdehnungen erreicht werden (Abb. 21,23). Die Verformungskennwerte der Stähle St37 und St52 erweisen sich als stark abhängig von den Querschnittsabmessungen der Proben und der Erwärmungsgeschwindigkeit (Abb. 25 a,b, 26 a,b). Bei den Stählen StE47 und StE70 ist diese Abhängigkeit nur sehr schwach ausgeprägt, bzw. liegt gar nicht vor (Abb. 27 a,b, 28 a,b).

Bei den naturharten und kaltverfestigten Betonstählen IIIu und IIIk hat sich herausgestellt, daß die Bruchtemperaturen der kaltverfestigten Stähle weit unter denen der naturharten liegen, da die Festigkeit aufgrund der Kaltverformung

durch Erholung und Rekristallisation während der Erwärmungsphase vollkommen abgebaut wird. Die Bruchtemperaturen der Stähle mit höherer 0,2-Grenze liegen, unabhängig von den Querschnittsabmessungen, über denen niedrigerer Festigkeit der gleichen Stahlart. So liegen die Werte des IIIk mit  $\sigma_{0,2} = 470 \text{ Nmm}^{-2}$  ( $d_0 = 28 \text{ mm}$ ) über denen des IIIk mit  $\sigma_{0,2} = 430 \text{ Nmm}^{-2}$  ( $d_0 = 18 \text{ mm}$ ), die Bruchtemperaturwerte des IIIu mit  $\sigma_{0,2} = 430 \text{ Nmm}^{-2}$  ( $d_0 = 16 \text{ mm}$ ) über denen des IIIu mit  $\sigma_{0,2} = 400 \text{ Nmm}^{-2}$  ( $d_0 = 28 \text{ mm}$ ).

Die Untersuchungen am Paustahl St52 und am Feinkornbaustahl StE47 ergaben eine gute Übereinstimmung der im Rahmen des Forschungsprogramms des Teilprojekts B 4 gemessenen Kennwerte aus Warmkriechversuchen, wenn die Belastungen des Querschnitts beim St52, 0,4-, 0,6- und 0,75-fach  $\sigma_s$ , denen des StE47, 0,5-, 0,75- und 1,0-fach  $\sigma_{0,2}$ , gegenüber gestellt werden:

Probe	St52	StE47
(DIN 50 125)		
	Raumtemperatur:	
B 10 x 100	$\sigma_s = 480 \text{ Nmm}^{-2}$	$\sigma_{0,2} = 470 \text{ Nmm}^{-2}$
	$\delta_{10} = 25,5 \%$	$\delta_{10} = 21,8 \%$
	$\psi = 47,1 \%$	$\psi = 41,1 \%$

## Bruch nach instationärer Erwärmung

$\psi$ [%]	Probe (DIN 50 125)	$[\chi\sigma_s]$	$[\chi\sigma_{0,2}]$
	B 6 x 60	0,4 : 82 - 85 0,75 : 75	0,5 : 82 - 86 1,0 : 81 - 83
	B 10 x 100	0,4 : 79 - 82 0,6 : 72 0,75 : 72 - 74	0,5 : 78 - 85 0,75 : 81 - 83 1,0 : 80 - 81
$\delta_{10}$ [%]	B 6 x 60	0,4 : 34 - 48 0,75 : 21 - 36	0,5 : 27 - 43 1,0 : 20 - 28
	B 10 x 100	0,4 : 22 - 39 0,6 : 19 - 35 0,75 : 18 - 27	0,5 : 21 - 33 0,75 : 18 - 27 1,0 : 17 - 24
<u>Bruch</u> [ $^{\circ}\text{C}$ ]	B 6 x 60	0,4 : 620 - 650 0,75 : 500 - 530	0,5 : 615 - 630 1,0 : 470 - 490
	B 10 x 100	0,4 : 610 - 630 0,6 : 550 - 575 0,75 : 490 - 520	0,5 : 610 - 630 0,75 : 525 - 550 1,0 : 455 - 470

Die Unterschiede bei den jeweiligen Belastungsgraden ergeben sich durch den Einfluß der Erwärmungsgeschwindigkeit.

## 6. Ausblick

Die vorliegenden Meßdaten der Bau- und Feinkornbaustähle sollen noch durch weitere Gefüge- und Bruchflächenuntersuchungen gedeutet werden. Das Versuchsprogramm an den Betonstählen wird fortgesetzt und um weitere Probekörper kleinerer Abmessungen erweitert, um den Einfluß unterschiedlicher Querschnitte auf das Festigkeits- und Verformungsverhalten bei hohen Temperaturen und unterschiedlichen Erwärmungsgeschwindigkeiten besser deuten zu können. Betonstähle anderer Qualitäten, Spannstähle und Schweißverbindungen werden unter gleichen Prüfbedingungen in das Programm aufgenommen.

Der Spannungsabbau durch Belastung unter hohen Temperaturen soll an Betonstählen, Spannstählen und gegebenenfalls Schweißverbindungen überprüft werden.

Abb. 1 Belastungs-, Meß- und Registriereinrichtung für die Warmkriechversuche an gerippten Betonstählen

Steuerschrank	Programmsteuergerät	Zugprüfmaschine
Servoventil	Data-logger für 10 Thermomeßstellen	geführter Dreizonenofen
Drehtrommel mit mechanischer	Meßverstärker	Thermoelemente
Einrichtung zur Aufnahme von	Regler für Dreizonenofen	Thermoelementbezugspunkt 0 °C
Spannungs-Dehnungs-Kurven	Dreikanal-Schreiber	Dehnungsmeßeinrichtung (durch
		Ofen verdeckt)

unter dem Schreibtisch:  
 Voltmeter mit Temperatureichung  
 für 3 Thermomeßstellen

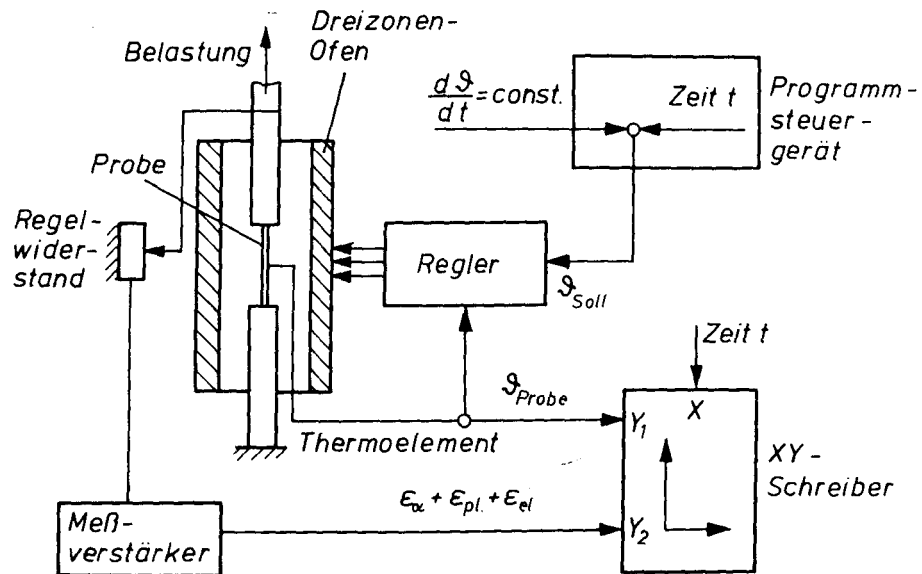


Abb. 2 Schematischer Aufbau der Belastungs- und Meßeinrichtung für Warmkriechversuche bei instationärer Erwärmung an den Stählen St37, St52, StE47, StE70, BSt42/50 RU und BSt42/50 RU

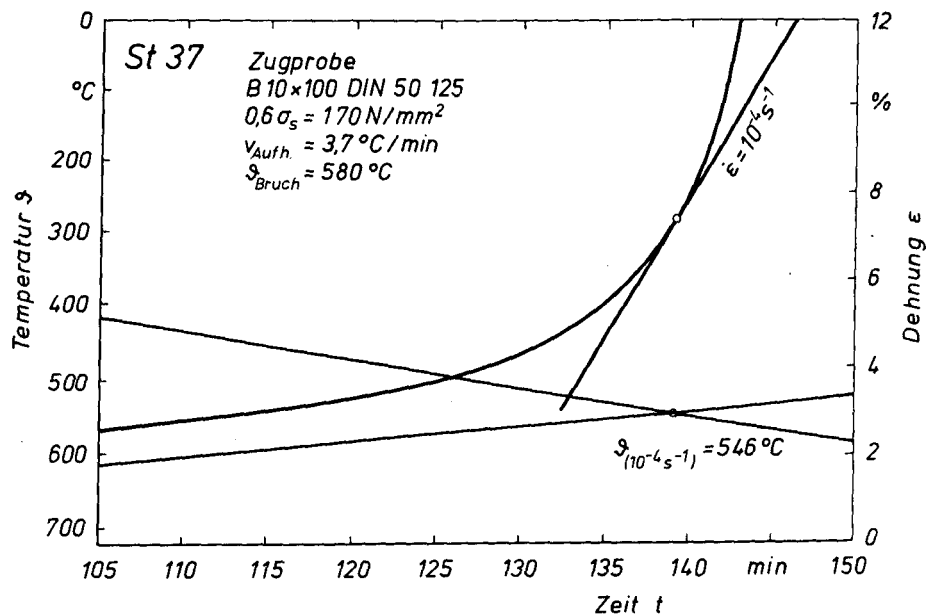


Abb. 3 Meß- und Bezugskurven für Warmkriechversuch bei niedriger Aufheizgeschwindigkeit (Maßstäbe wie in Abb. 4)

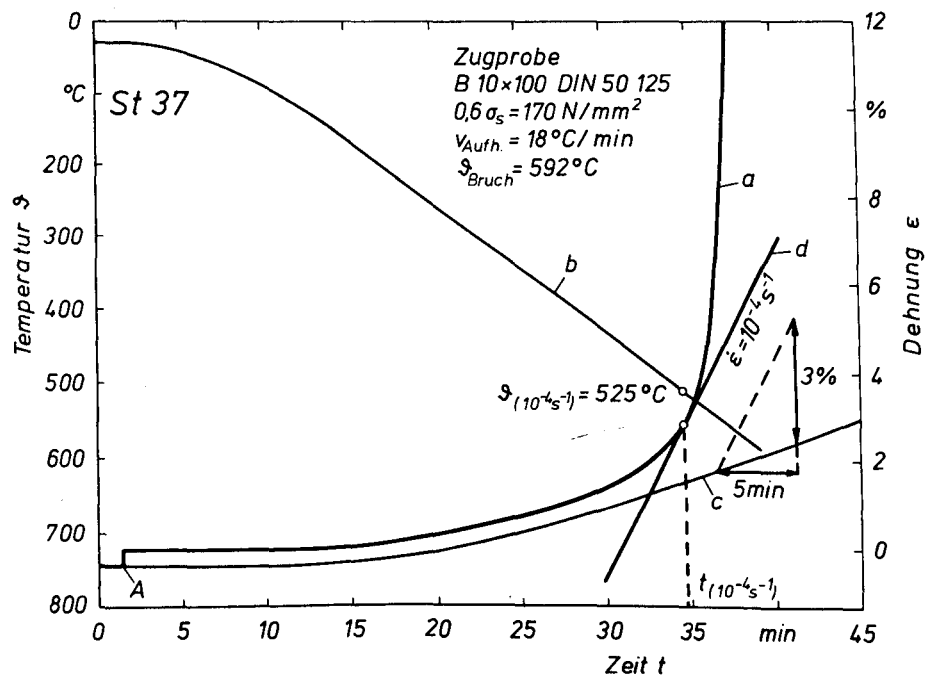


Abb. 4 Meß- und Bezugskurven aus dem Warmkriechversuch zur Bestimmung der kritischen Kriechtemperatur bei der Kriechgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon} = 10^{-4}\text{s}^{-1}$

- a Meßkurve der Gesamtdehnung ( $\epsilon_{\text{el}} + \epsilon_{\alpha} + \epsilon_{\text{pe}}$ )
- b Meßkurve Temperatur/Zeit
- c Bezugskurve der Temperaturdehnung  $\epsilon_{\alpha}$  der Probe bei der gewählten Aufheizgeschwindigkeit  $v_{\text{Aufh.}}$
- d Tangente mit der Steigerung der Kriechgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon} = 10^{-4}\text{s}^{-1}$  bezogen auf die um  $\epsilon_{\alpha}$  reduzierte Dehnung
- A elastischer Dehnungsanteil  $\epsilon_{\text{el}}$  nach Aufbringen der konstanten Last bei Raumtemperatur



Abb. 5 St37 im Wärmekriechversuch; Bruchgefüge bei Belastung  
 $0,75\sigma_s$  und  $v_{\text{Aufh.}} = 17,1 \text{ } ^\circ\text{C/min}$ ;  $V = 100\text{-fach}$   
(Erklärungen: sh. Gefügebildverzeichnis)

Abb. 6 St37 im Warmkriechversuch; Bruchgefüge bei Belastung  
 $0,75\sigma_s$  und  $v_{\text{Aufh.}} = 9,6 \text{ } ^\circ\text{C/min}$ ;  $V = 100\text{-fach}$

Abb. 7 St37 im Warmkriechversuch; Bruchgefüge bei Belastung  $0,75\sigma_s$  und  $v_{\text{Aufh.}} = 3,8 \text{ } ^\circ\text{C/min}$ ;  $V = 100\text{-fach}$   
(Erklärungen sh. Gefügebildverzeichnis)

Abb. 8 St37 im Warmkriechversuch; Gefüge nach dem Bruch im unverformten Bereich bei Belastung  $0,75\sigma_s$ ;  $V = 100$ -fach; gültig für Proben der Abb. 5 bis 7

Abb. 9 StE70 im Warmkriechversuch; Bruchgefüge bei Belastung  $0,5\sigma_{0,2}$  und  $v_{\text{Aufh.}} = 3,8 \text{ }^{\circ}\text{C/min}$ ;  $V = 200\text{-fach}$   
(Erklärungen sh. Gefügebildverzeichnis)

Abb. 10 StE70 im Warmkriechversuch; Bruchgefüge bei Belastung  
 $0,5\sigma_{0,2}$  und  $v_{\text{Aufh.}} = 17,1 \text{ }^{\circ}\text{C/min}$ ;  $V = 200\text{-fach}$

Abb. 11 StE70 im Warmkriechversuch; Gefüge nach dem Bruch  
im unverformten Bereich bei Belastung  $0,5\sigma_{0,2}$ ;  
 $V = 200$ -fach; gültig für Proben der Abb. 9 und 10

Abb. 12 Gerippter Betonstahl IIIK im Warmkriechversuch; Gefüge nach dem Bruch im unverformten Bereich;  
V = 100-fach



Abb. 13 Bruchgefüge einer gerippten Betonstahlprobe IIIk,  
konstant belastet bei instationärer Erwärmung;  
V = 100-fach (Erklärungen: siehe Gefügebildver-  
zeichnis)

Abb. 14 Gefüge der oberhalb abgebildeten Probe mit Eisen-  
oxidschicht auf den Bruch- und Hohlraumgrenzen  
V = 200-fach

Abb. 15 Bruchgefüge einer gerippten Betonstahlprobe IIIK,  
konstant belastet bei instationärer Erwärmung;  
mittlerer Bereich des Teller-Tasse-Bruches;  
V = 100-fach (Erklärungen: siehe Gefügebildver-  
zeichnis)

Abb. 16 Bruchgefüge der oberhalb abgebildeten Probe im Randbereich ( $45^\circ$ );  $V = 100$ -fach

Abb. 17 Betonstahl IIIK (BSt 42/50 RK;  $d = 28 \text{ mm}$ ) im Warmzugversuch belastet und mit  $9,2 \text{ }^{\circ}\text{C/min}$  erwärmt (Bruchformen bei unterschiedlichen Belastungen)

Abb. 18 BetonstahlIIIK (BSt 42/50 RK;  $d = 28 \text{ mm}$ ) im Warmzugversuch mit  $0,5\sigma_{0,2}$  belastet (Bruchformen bei unterschiedlicher Erwärmungsgeschwindigkeit)

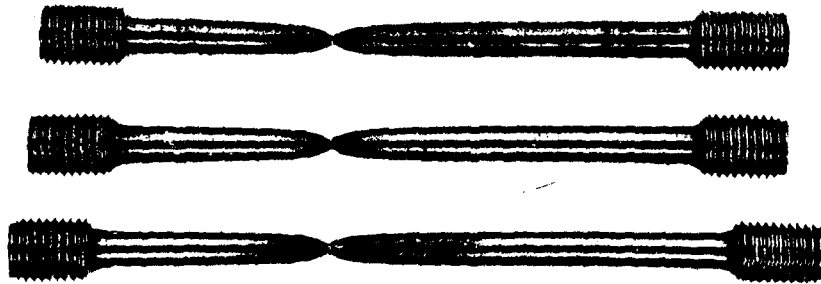


Abb. 19 Zugproben B 10 x 100 DIN 50125 aus St37 im Warmkriechversuch mit  $0,6 \times \sigma_s$  belastet

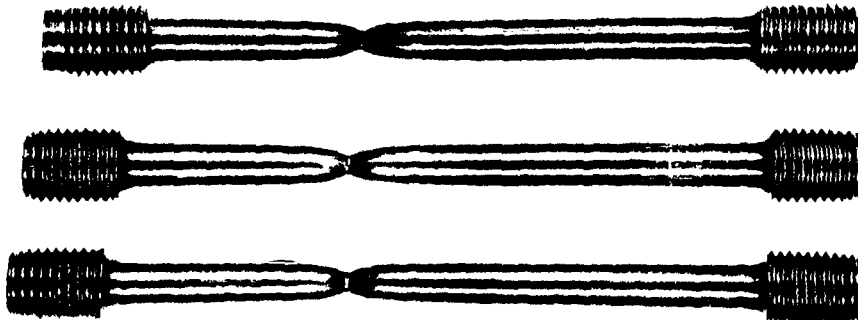


Abb. 20 Zugproben B 10 x 100 DIN 50125 aus StE47 im Warmkriechversuch mit  $0,75 \times \sigma_{0,2}$  belastet.

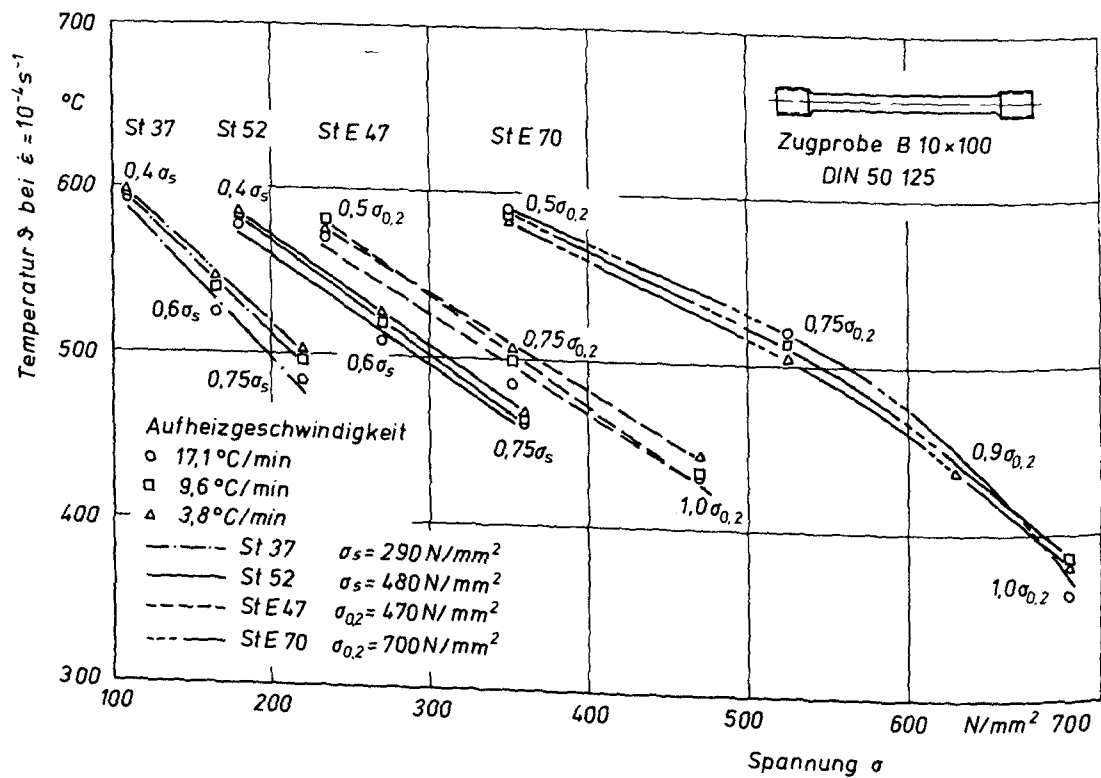


Abb. 21 Kritische Kriechtemperaturen aus Warmkriechversuchen bei instationärer Erwärmung an Proben der Stähle St37; St52, StE47 und StE70 (Probenquerschnitt A =  $80 \text{ mm}^2$ )

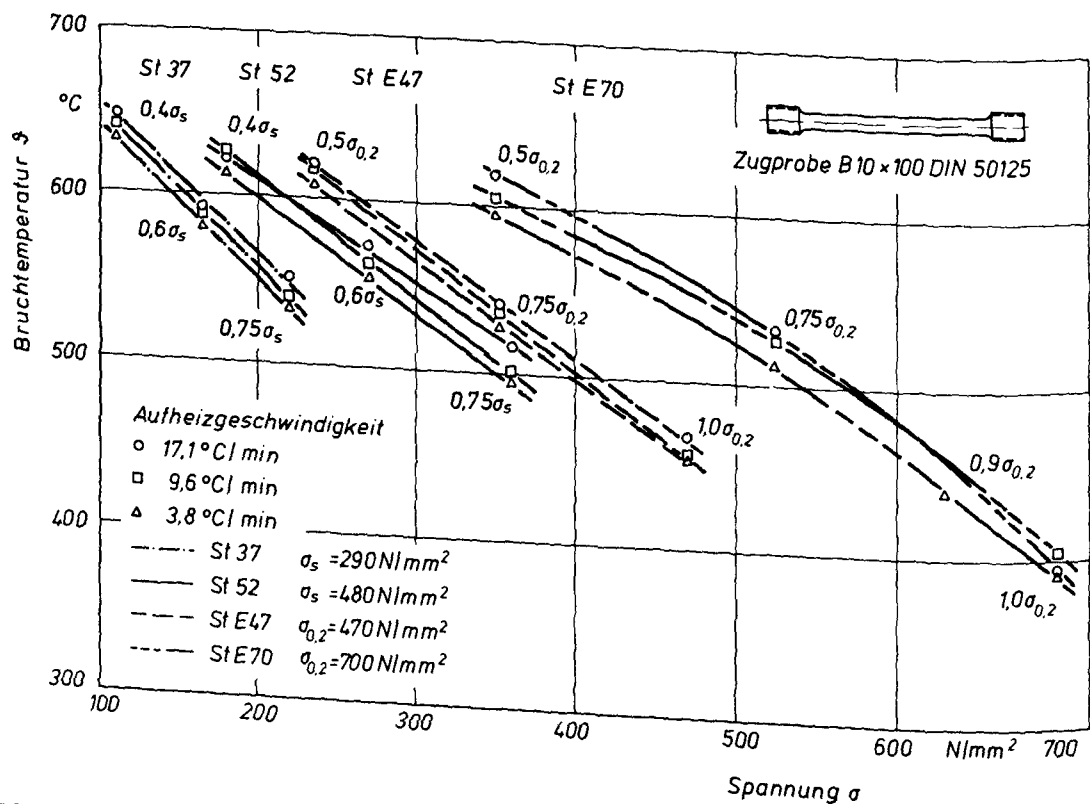


Abb. 22 Bruchtemperatur aus Warmkriechversuchen bei instationärer Erwärmung an Proben der Stähle St37, St52, StE47 und StE70



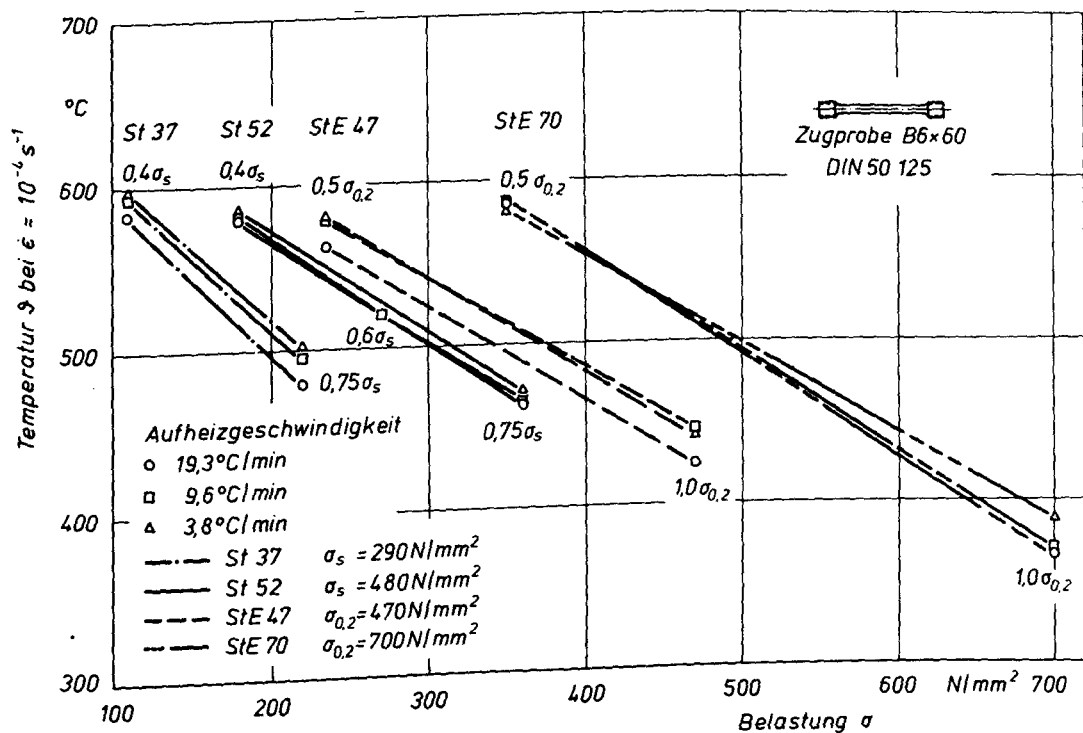


Abb. 23 Kritische Kriechtemperaturen aus Warmkriechversuchen bei instationärer Erwärmung an Proben der Stähle St37, St52, StE47 und StE70 (Probenquerschnitt  $A = 30 \text{ mm}^2$ )

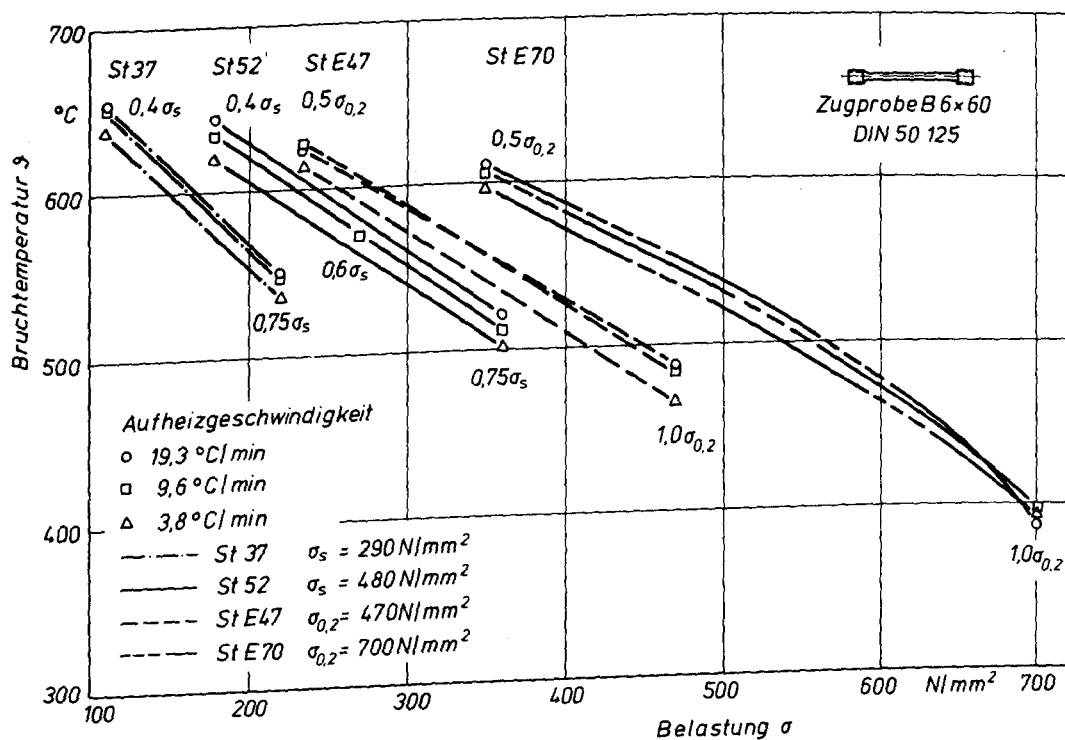
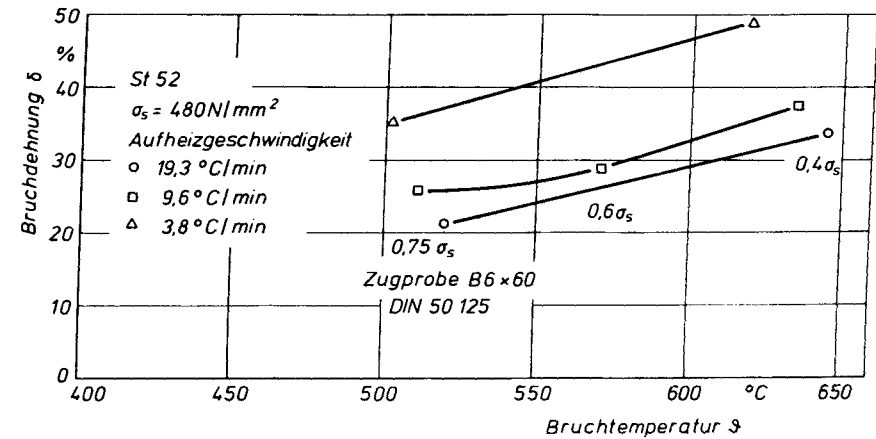
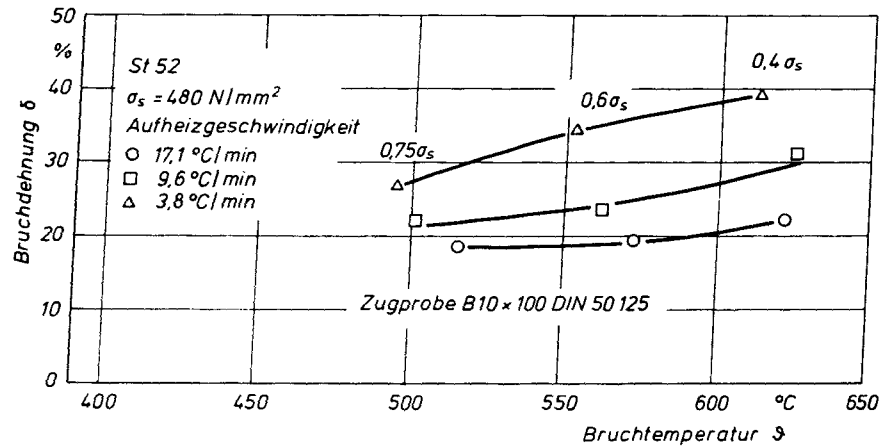
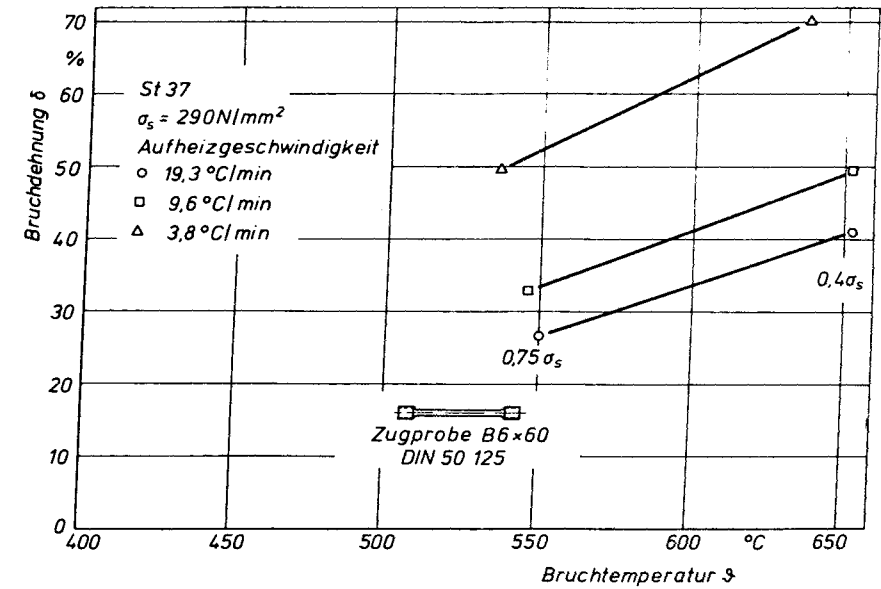
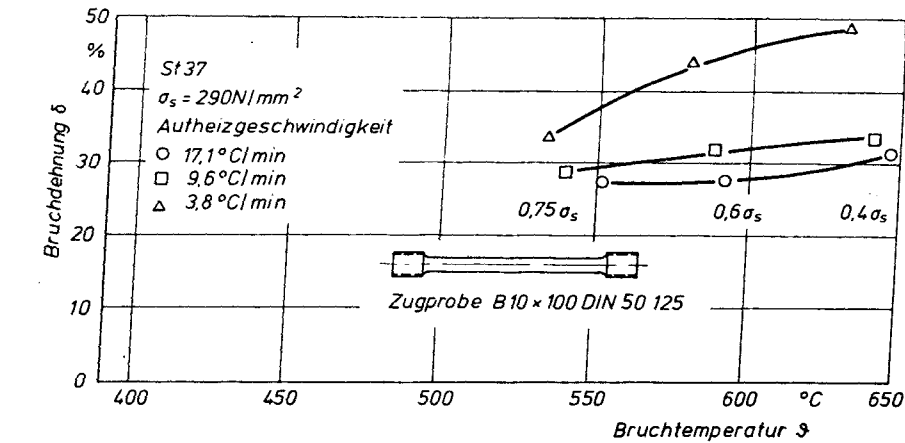


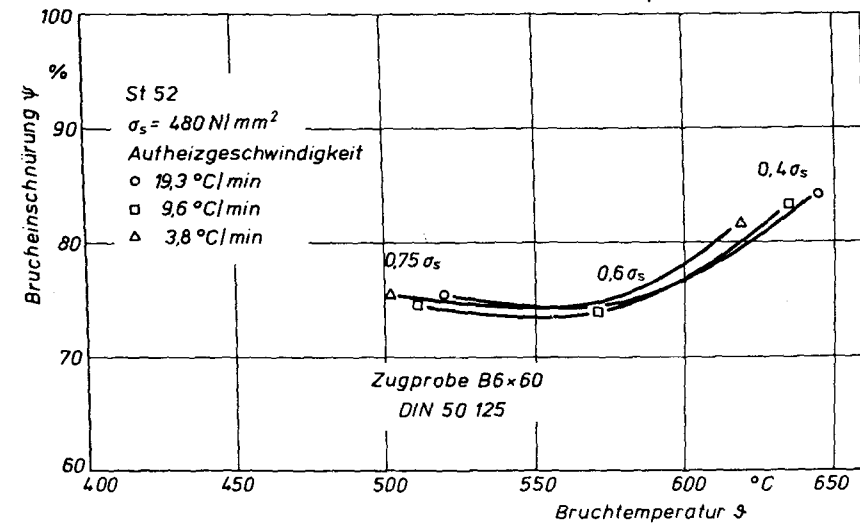
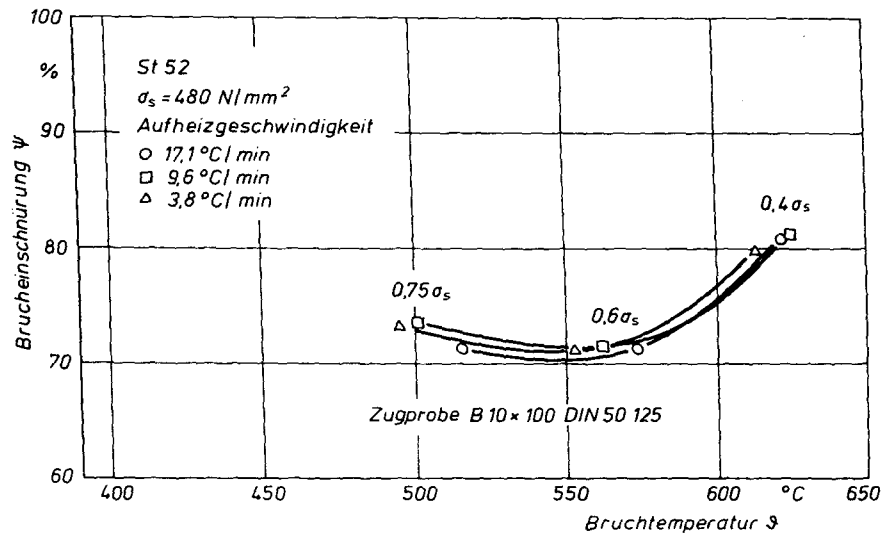
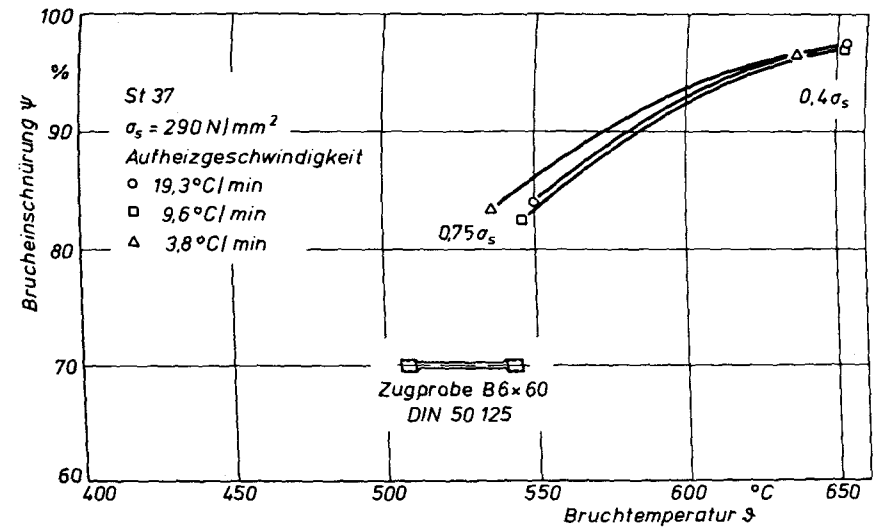
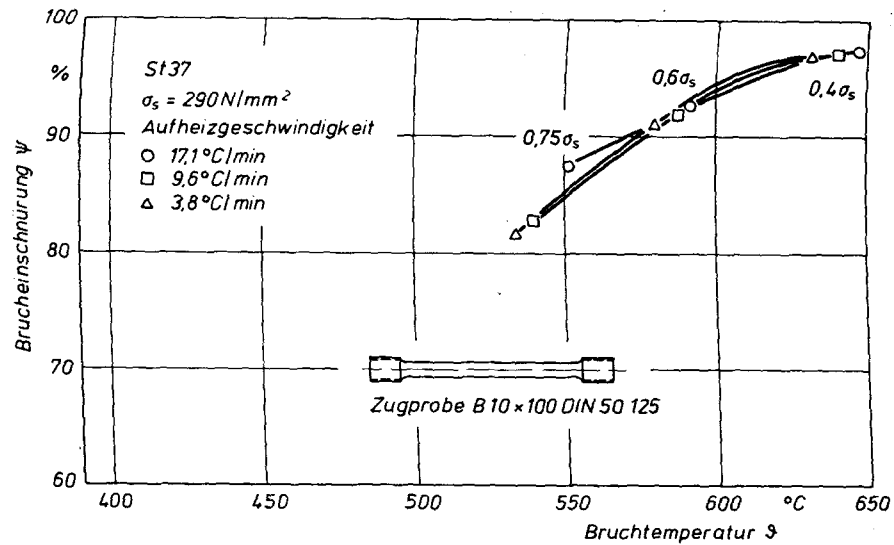
Abb. 24 Bruchtemperatur aus Warmkriechversuchen bei instationärer Erwärmung an Proben der Stähle St37, St52, StE47 und StE70



a) Probenquerschnitt  $A = 80 \text{ mm}^2$

b) Probenquerschnitt  $A = 30 \text{ mm}^2$

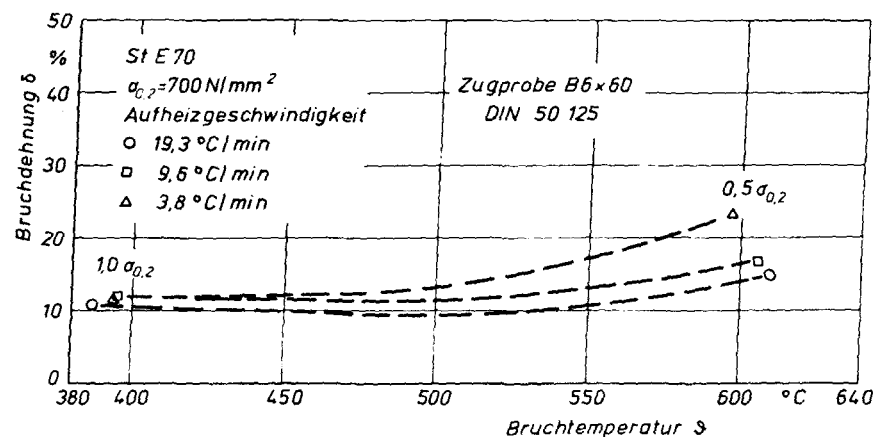
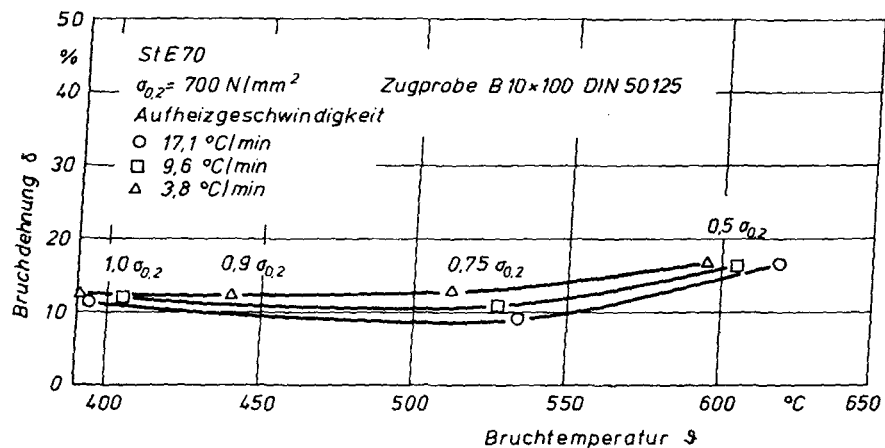
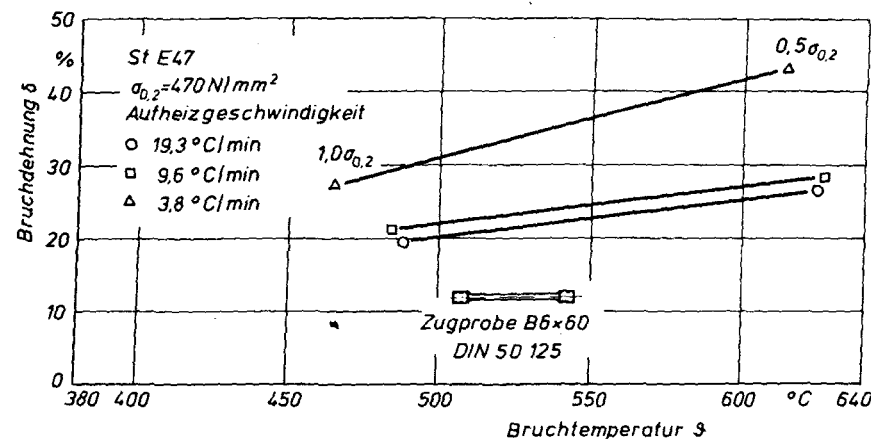
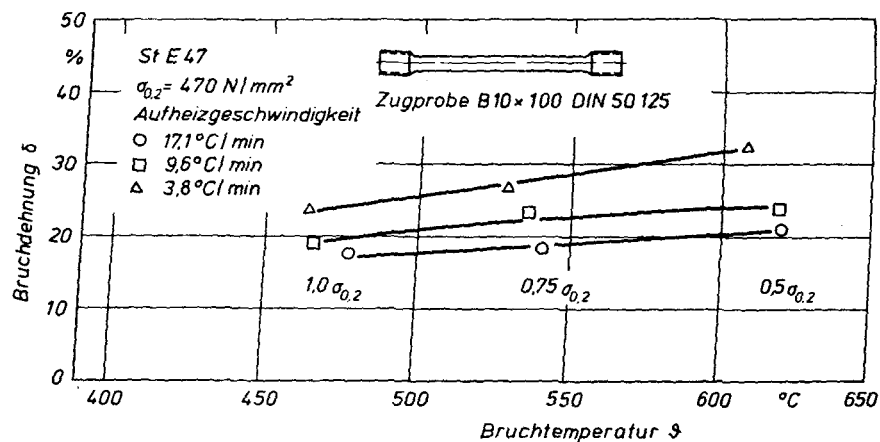
Abb. 25 a,b Bruchdehnung der im Warmkriechversuch bei instationärer Erwärmung belasteten Normzugproben der Stähle St37 und St52



a) Probenquerschnitt  $A = 80 \text{ mm}^2$

b) Probenquerschnitt  $A = 30 \text{ mm}^2$

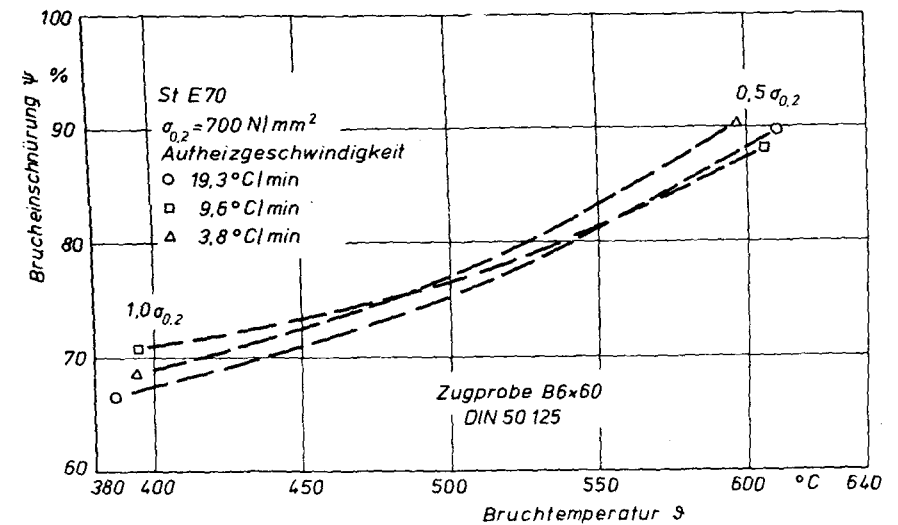
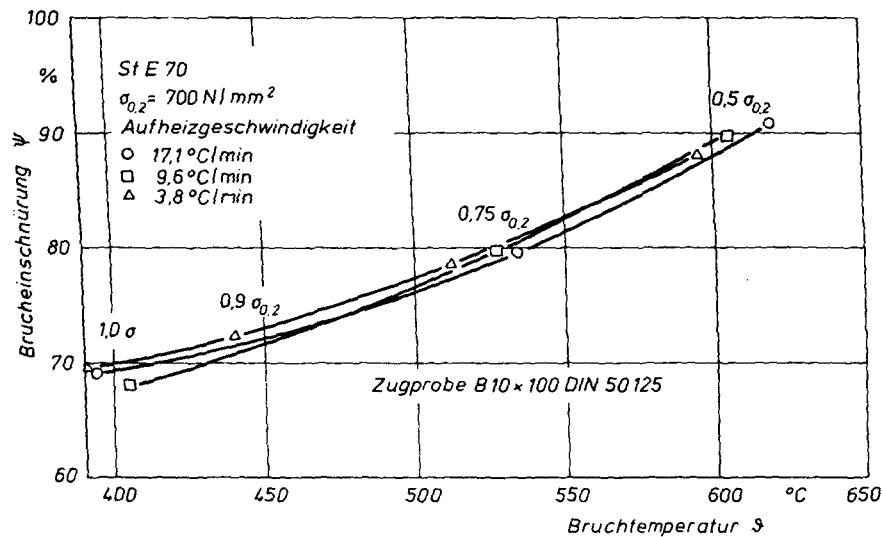
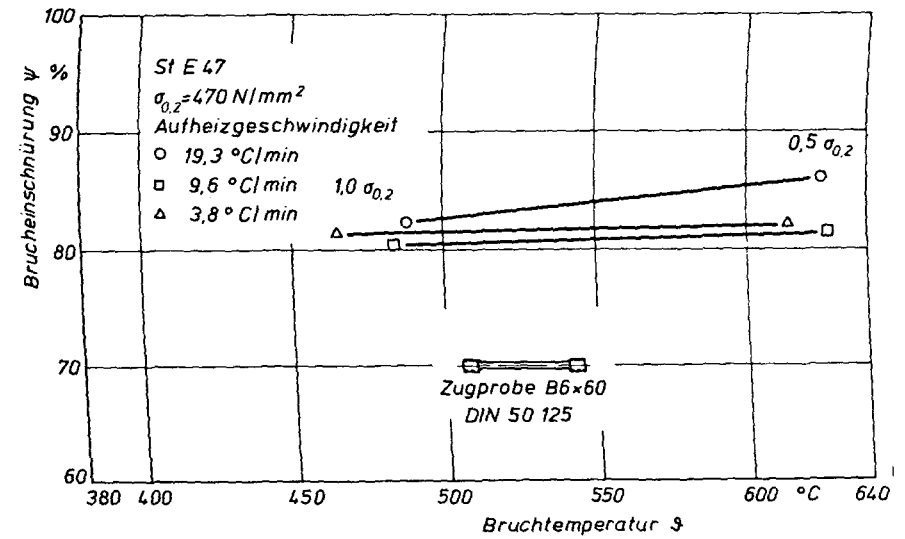
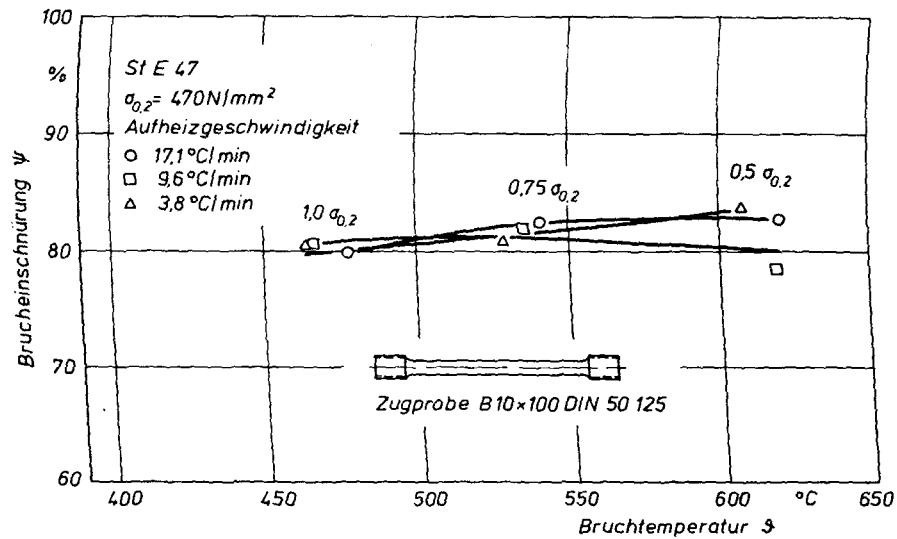
Abb. 26 a,b Bruchdehnung der im Warmkriechversuch bei instationärer Erwärmung belasteten Normzugproben der Stähle St37 und St52



a) Probenquerschnitt  $A = 80 \text{ mm}^2$

b) Probenquerschnitt  $A = 30 \text{ mm}^2$

Abb. 27 a,b Bruchdehnung der im Warmkriechversuch bei instationärer Erwärmung belasteten Normzugproben der Feinkornbaustähle StE47 und StE70



a) Probenquerschnitt  $A = 80 \text{ mm}^2$

b) Probenquerschnitt  $A = 30 \text{ mm}^2$

Abb. 28 a,b Bruchdehnung der im Warmkriechversuch bei instationärer Erwärmung belasteten Normzugproben der Feinkornbaustähle StE47 und StE70

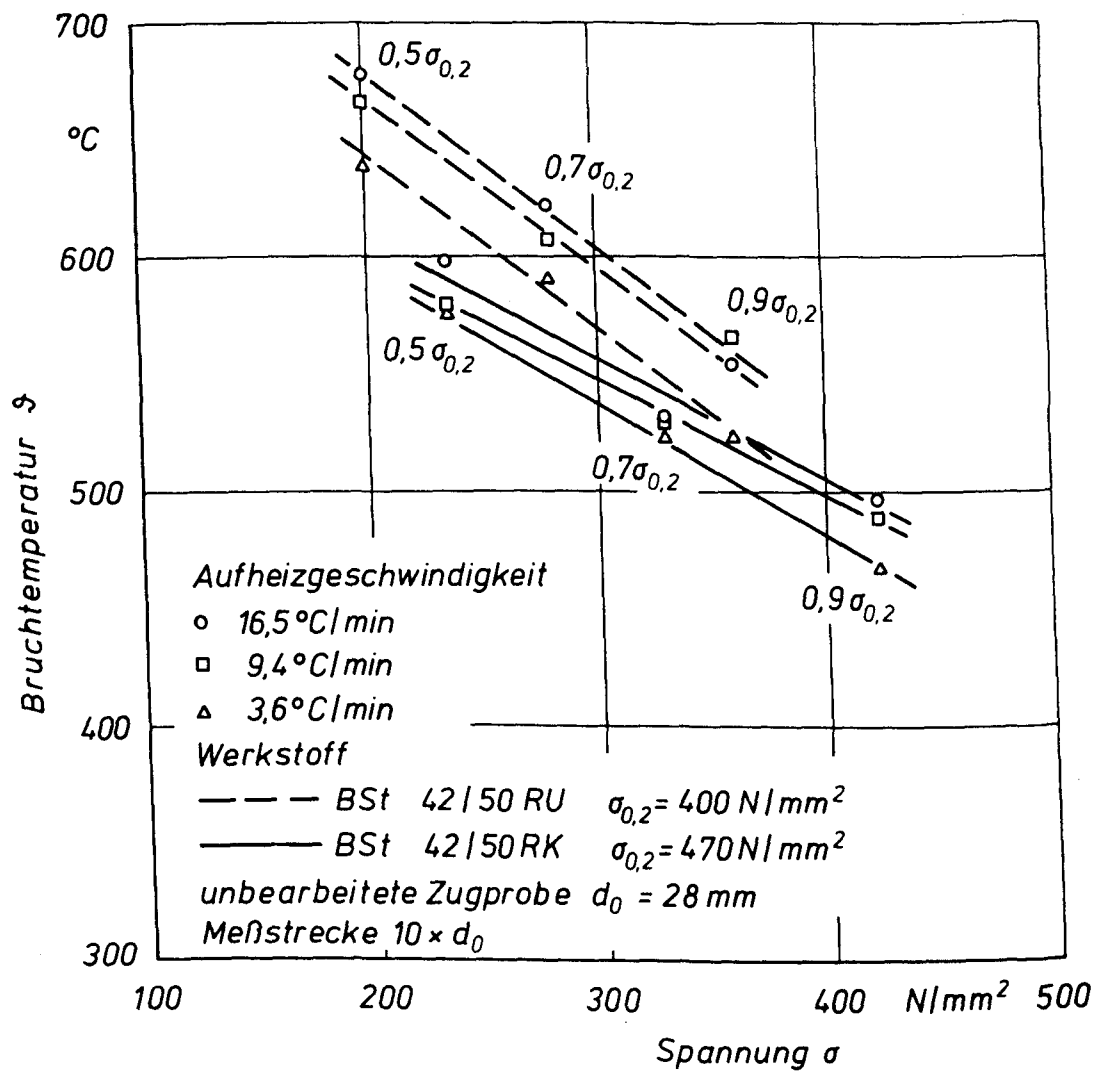


Abb. 29 Bruchtemperaturen unbearbeiteter, gerippter Betonstahlproben ( $l = 1200 mm$ ; Qualität IIIU und IIK) aus Warmkriechversuchen bei instationärer Erwärmung;  $d_0 = 28 mm$

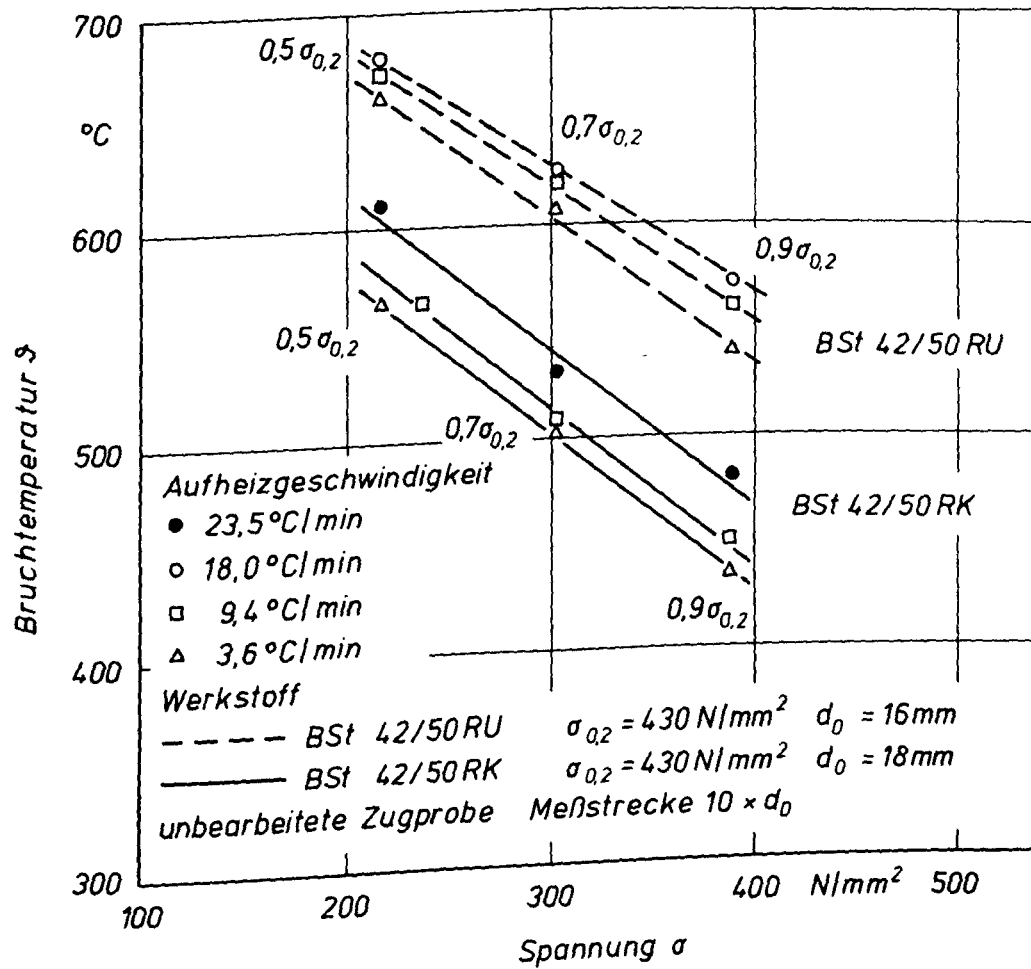


Abb. 30 Bruchtemperaturen unbearbeiteter, gerippter Betonstahlproben ( $l = 1200 \text{ mm}$ ) aus Warmkriechversuchen bei instationärer Erwärmung, IIK:  $d_0 = 18 \text{ mm}$ ; IIIU:  $d_0 = 16 \text{ mm}$

7. Gefügebildverzeichnis:

1. St37 im Warmkriechversuch; geätzt: 2 %-ige  $\text{HNO}_3$  Belastung  $0,75 \sigma_s$ ; Zugprobe B 10 x 100 DIN 50125

Abb. 5  $v_{\text{Aufh}} = 17,1 \text{ } ^\circ\text{C/min}$

$\delta = 27,7 \%$

$\psi = 87,6 \%$

$\dot{\nu}_{10^{-4} \text{ s}^{-1}}^h = 484 \text{ } ^\circ\text{C}$

$\dot{\nu}_B^h = 552 \text{ } ^\circ\text{C}$

Abb. 6  $v_{\text{Aufh}} = 9,6 \text{ } ^\circ\text{C/min}$

$\delta = 28,8 \%$

$\psi = 82,8 \%$

$\dot{\nu}_{10^{-4} \text{ s}^{-1}}^h = 496 \text{ } ^\circ\text{C}$

$\dot{\nu}_B^h = 540 \text{ } ^\circ\text{C}$

Abb. 7  $v_{\text{Aufh}} = 3,8 \text{ } ^\circ\text{C/min}$

$\delta = 33,4 \%$

$\psi = 81,8 \%$

$\dot{\nu}_{10^{-4} \text{ s}^{-1}}^h = 501 \text{ } ^\circ\text{C}$

$\dot{\nu}_B^h = 534 \text{ } ^\circ\text{C}$



2. StE70 im Warmkriechversuch; geätzt: 2 %-ige  $\text{HNO}_3$  Belastung  $0,5 \sigma_{0,2}$ ; Zugprobe B 10 x 100 DIN 50125

Abb. 9  $v_{\text{Aufh}} = 3,8 \text{ } ^\circ\text{C/min}$

$\delta = 16,7 \%$

$\psi = 88,1 \%$

$v_{10^{-4} \text{ s}^{-1}}^{\text{f}} = 583 \text{ } ^\circ\text{C}$

$v_{\text{B}}^{\text{f}} = 595 \text{ } ^\circ\text{C}$

Abb. 10  $v_{\text{Aufh}} = 17,1 \text{ } ^\circ\text{C/min}$

$\delta = 16,6 \%$

$\psi = 90,1 \%$

$v_{10^{-4} \text{ s}^{-1}}^{\text{f}} = 590 \text{ } ^\circ\text{C}$

$v_{\text{B}}^{\text{f}} = 619 \text{ } ^\circ\text{C}$

3. Betonstahl IIIk (BSt 42/50 RK) im Warmkriechversuch; geätzt: 2 %-ige  $\text{HNO}_3$ ; Nenndurchmesser  $d_0 = 28 \text{ mm}$ ; Meßstrecke  $10 \times d_0$

Abb. 13 Belastung  $0,5 \sigma_{0,2}$

$v_{\text{Aufh}} = 3,6 \text{ } ^\circ\text{C/min}$

$\psi = 33,3 \%$

$v_{\text{B}}^{\text{f}} = 576 \text{ } ^\circ\text{C}$

$v = 100\text{-fach}$

### 3. Betonstahl IIIK

Abb. 14 wie Abb. 13

geringe Verformungen in der Bruchzone  
Eisenoxidschicht auf Bruchkante und  
Hohlraumrändern  
Korngröße und Gefüge wie in Abb. 12  
 $V = 200\text{-fach}$

Abb. 15 Belastung  $0,9 \sigma_{0,2}$

$v_{\text{Aufh}} = 9,4 \text{ } ^\circ\text{C/min}$

$\psi = 56,9 \%$

$v_B = 498 \text{ } ^\circ\text{C}$

$V = 100\text{-fach}$

Gefüge im mittleren Bruchbereich; stark  
verformtes Korn

Abb. 16 wie Abb. 15

Gefüge im Randbereich des Bruches  
("Tassenrand"  $45^\circ$ )  
Rekristallisiertes Gefüge  
sehr feines Korn

Abb. 12 Gefüge im unverformten Probenbereich  
nach Warmkriechversuch  
bei Torsions-Schub-Bruch (Abb. 13 und  
14) 4 mm hinter der Bruchfläche unge-  
störtes Gefüge; bei Normalspannungs-  
Schub-Bruch ("Teller, Tasse") 15 mm  
hinter der Bruchfläche ungestörtes Ge-  
füge

## 3. Betonstahl IIIk

Abb. 17 Bruchformen bei verschiedenen Belastungen

$$v_{\text{Aufh}} = 9,2 \text{ }^{\circ}\text{C/min}$$

Proben von links nach rechts:

Belastung	0,5 $\sigma_{0,2}$	0,7 $\sigma_{0,2}$	0,9 $\sigma_{0,2}$
$\vartheta_B$ [ $^{\circ}\text{C}$ ]	579	528	489
$\psi$ [%]	39,1	39,1	56,9

Abb. 18 Bruchformen bei verschiedenen Aufheizgeschwindigkeiten

$v_{\text{Aufh}}$ [ $^{\circ}\text{C/Min}$ ]	3,6	9,2	16,5
$\vartheta_B$ [ $^{\circ}\text{C}$ ]	576	579	598
$\psi$ [%]	33,3	39,1	49,7

## 4. St37 im Warmkriechversuch

Abb. 19 Belastung 0,6  $\sigma_s$ 

Proben von oben nach unten:

$v_{\text{Aufh}}$ [ $^{\circ}\text{C/min}$ ]	$\delta$ [%]	$\delta$ [%]	$\vartheta_{10-4_s-1}$ [ $^{\circ}\text{C}$ ]	$\vartheta_B$ [ $^{\circ}\text{C}$ ]
17,9	27,8	92,7	525	592
9,4	32,0	92,0	539	588
3,8	44,0	91,0	546	580

## 5. StE47 im Warmkriechversuch

Abb. 20 Belastung 0,75  $\sigma_{0,2}$

Proben von oben nach unten:

$v_{\text{Aufh}} [^{\circ}\text{C}/\text{min}]$	$\delta [\%]$	$\psi [\%]$	$\psi_{10^{-4} \text{ s}^{-1}} [^{\circ}\text{C}]$	$\psi_{\text{B}} [^{\circ}\text{C}]$
17,1	18,4	82,5	485	541
9,6	23,5	82,0	499	536
3,8	26,9	80,8	506	529

## 8. Literatur

- [1] Ruge, J. und O. Winkelmann: Verfahren zur Bestimmung eines kritischen Kennwertes für den Fall instationärer Erwärmung bei Simulation einer Brandbelastung von Stahl. Materialprüfung, August 1977
- [2] Kordina, K.: Grundlagen für den Entwurf von Stahlbeton- und Spannbetonbauteilen mit bestimmter Feuerwiderstandsdauer. Stahlbeton, Berlin-München, 1969
- [3] Jäniche, W. und H. Wascheidt: Warmkriechversuche an Spannstählen. Beitrag zur FIP-Tagung Braunschweig, Juni 1965, Wiesbaden: Bauverlag GmbH, 1966
- [4] Ehm, H. und J. Witteveen: Die kritische Temperatur bei hochbeanspruchten Bau- und Betonstählen. Der Stahlbau 11, 1970
- [5] Dahl, W. und H. Rees: Die Spannungs-Dehnungs-Kurve von Stahl. Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1976
- [6] Werkstoffhandbuch Stahl und Eisen, VDEH Düsseldorf, 1965
- [7] Hornbogen, E.: Werkstoffe. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1973
- [8] ASTM E 150-64: Conducting Creep and Creep-rupture Tests of Metallic Materials under conditions of Rapid Heating and Short Times, 1970
- [9] Kuntze, W., F. Uebel und F. Gentner: Umrechnung der im Zugversuch ermittelten Bruchdehnung auf andere Probenmeßlängen. Archiv für das Eisenhüttenwesen 9, Heft 10, April 1936
- [10] Ilschner, B.: Hochtemperatur-Plastizität. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1973

- [11] DAST-Richtlinie O11: Anwendung der hochfesten schweißgeeigneten Feinkornbaustähle StE47 und StE70, 1974
  
- [12] Schönherr, W. und E. Wildenhayn: Beurteilung der Schweißseignung hochfester Feinkornbaustähle. Zeitschrift für Schweißtechnik Nr. 2, 1977
  
- [13] Goerens, P.: Einführung in die Metallographie. Verlag Wilhelm Knapp, Halle (Saale), 1948

C

Sonderforschungsbereich 148

- Brandverhalten von Bauteilen -

Projektbereich C - Wärmetechnik

Allgemeine Angaben zum Projektbereich C

Brände sind instationäre Vorgänge. Das hat zur Folge, daß sowohl die Simulation natürlicher Brände in ihrer Auswirkung auf beliebige Bauteile und Konstruktionen durch einen irgendwie genormten Laboratoriumsversuch als auch die rechnerische Vorhersage des zeitlichen Temperaturverlaufs in irgendeinem Querschnittsbereich eines Bauteils während des Brandes bis heute ungelöste Probleme sind. Die von Fall zu Fall unterschiedlichen Randbedingungen, die sich aus Brandlast, Belüftungsgrad und Geometrie des "Brandraumes" und Bauteilsituation ergeben, lassen sich mit Sicherheit nie sämtlich experimentell erfassen. Die Notwendigkeit, zu geeigneten Rechenansätzen und -methoden vorzustoßen, welche wenigstens die Wärmezufuhr zur Bauteiloberfläche und den Wärmetransport im Bauteilquerschnitt einer rechnerischen Vorhersage zugänglich zu machen, ist offenbar.

Im Berichtszeitraum wurde begonnen, solche theoretischen Grundlagen für die Erfassung der thermischen Beanspruchung von Bauteilen und Konstruktionen auf rechnerischem, teilweise auch auf experimentellem Wege zu schaffen.



Sonderforschungsbereich 148

- Brandverhalten von Bauteilen -

Teilprojekt C 1 - Die Feuerwiderstandsdauer von Bauteilen  
bei natürlichen Bränden; Zusammenhänge  
zwischen natürlichen Bränden und dem  
Normbrand -

beteiligte Wissenschaftler: Dipl.-Ing. Dobbernack  
Prof. Dr.-Ing. Doležal  
Dipl.-Ing. Hoffmann  
Dipl.-Ing. v. d. Kammer

Arbeitsbericht für den Zeitraum: 1975 - 1977

Bezug: Förderungsantrag 1974, S. 109 - 119  
1977, S. 155 - 172

Inhaltsverzeichnis

Seite

0.	Einleitung .....	C 1 - 2
1.	Stand der Erkenntnisse und Ausgangsfragestellung .....	C 1 - 3
2.	Untersuchungsmethodik .....	C 1 - 4
3.	Untersuchungen an mit Strahlungswärme beauftragten Fichtenholzproben .....	C 1 - 8
3.1	Problemstellung .....	C 1 - 8
3.2	Die Versuchseinrichtung .....	C 1 - 12
3.3	Ergebnisse der Meßfehleruntersuchungen .....	C 1 - 14
3.3.1	Der dynamische Fehler .....	C 1 - 14
3.3.2	Der Wärmeableitfehler .....	C 1 - 17
3.4	Ergebnisse der thermischen Untersuchungen an Fichtenholzproben .....	C 1 - 23
4.	Strahlungsuntersuchungen an einem Stabbündelmodell .....	C 1 - 30
5.	Stand der Vorbereitungen für die Holzbündelversuche .....	C 1 - 39
6.	Zusammenfassung und Ausblick .....	C 1 - 42
7.	Literaturverzeichnis .....	C 1 - 44

## 0. Einleitung

Der bauliche Brandschutz verwendet bisher mit Ausnahme wissenschaftlicher Untersuchungen die Brandbelastung nach DIN 4102 [1]. Diese Betrachtungsweise geht von dem Gedanken aus, daß die Brandprüfung von Bauteilen erforderlich ist und somit auch eine genormte Brandbelastung vorgegeben werden muß.

Nun können jedoch natürliche Brände, d.h. Brände mit realen Verhaltensweisen, in verschiedener Form vorliegen. Sie unterliegen einer großen Palette von Einflußgrößen, deren verschiedenste Kombinationen Brände mit jeweils eigener Charakteristik ergeben. Aus diesen Voraussetzungen ist zu entnehmen, daß die Beschreibung des natürlichen Brandes als Ganzes ein äußerst komplexes Problem darstellt und Zweifel angebracht sind, ob eine Brandprüfung nach der heutigen Norm aussagekräftig genug ist.

So ist es erforderlich, zur Erweiterung der Kenntnisse auf diesem Gebiet Untersuchungen durchzuführen, die dem praktisch arbeitenden Ingenieur die Möglichkeit eröffnen, Bauteile praxisnäher als bisher auslegen zu können.

Dazu muß die Wirkung der einzelnen, den Brand beeinflussenden Parameter soweit bekannt sein, daß für den Auslegungsfall solche Annahmen getroffen werden können, die nicht nur eine sichere, sondern auch eine wirtschaftliche Konstruktion gewährleisten.

Aus diesem Grunde wurde das Teilprojekt C1 im Sonderforschungsbereich 148 mit der Aufgabe betraut, durch experimentelle und theoretische Untersuchungen Modellvorstellungen für die genannten Fragestellungen zu entwickeln. Diese sollen es ermöglichen, realitätsnähere Randbedingungen für den einzelnen Auslegungsfall bereit-zustellen, als es durch die Berücksichtigung der Norm bisher möglich ist. Der vorliegende Zwischenbericht stellt jedoch nur erste Teilergebnisse vor, da die Arbeiten in den letzten drei Jahren stark unter dem Investitionsstop 1975/76 sowie unter Defekten an den gelieferten Anlagen gelitten haben.

## 1. Stand der Erkenntnisse und Ausgangsfragestellung

Die Bauteilprüfung im baulichen Brandschutz wird seit Jahrzehnten nach DIN 4102 durchgeführt. Dabei wird ein Bauteil in einem speziell für seine Einbauart gebauten Prüfstand beflammt, wobei eine genormte Temperatur-Zeit-Kurve (ETK) im Feuerraum eingestellt und über Thermoelementmessungen kontrolliert wird.

Knublauch und Harmathy [2,3] haben verdeutlicht, daß die heute geübte Praxis, diese Brandprüfung mit Prüföfen unterschiedlicher Bauart und Betriebsweise für denselben Bauteiltyp zu verwenden, Schwierigkeiten in der Bewertung des Bauteilverhaltens mit sich bringen muß. Außerdem sind die jeweiligen Wärmeübergangsverhältnisse nur unzureichend bekannt.

Daraus folgt, daß bei der genormten Bauteilprüfung nicht allgemein von einer "Normbrandprüfung" gesprochen werden kann, sondern darüberhinaus Aufbau und Betriebsweise des Feuerraumes erwähnt werden müssen.

Allerdings würde ein Normbrandversuch mit fest vorgegebenen Randbedingungen die Vorgänge beim natürlichen Brand noch nicht wirklichkeitsnah beschreiben, da die jeweiligen Temperaturkurven einen sehr unterschiedlichen zeitlichen Verlauf besitzen. Ehm [4] hat auf diesen Umstand hingewiesen und daraus geschlossen, daß zur entscheidenden Verbesserung der Brandbeurteilung das Studium wirklichkeitsnaher Brände unerlässlich ist.

Ansätze zu diesem Thema liegen bereits von mehreren Autoren vor. So hat sich Kawagoe [5] schon frühzeitig mit der Untersuchung des thermischen Verhaltens natürlicher Brandlasten in Modellräumen und Räumen realer Größe befaßt. Dabei wurden Gesetzmäßigkeiten zur Abhängigkeit der Abbrandgeschwindigkeit von der Ventilation, d.h. der Fenstergröße, und der Einfluß der Windgeschwindigkeit ermittelt.

Als Brandlasten wurden Fichtenholzkrippen verwendet, die sich auch im Laufe weiterer Untersuchungen als geeignet erwiesen haben, da stets ein definierter Aufbau angegeben werden konnte.

Über das thermische Verhalten dieser Konfiguration liegen mehrere Untersuchungen vor, von denen die von Gross, Thomas, Fons und Knublauch [6,7,8,9] erwähnt werden sollen. In diesen Arbeiten werden zwar verschiedene Parameter wie Lückenvolumen, Windeinfluß, Geometrie u.a. untersucht, wobei jedoch deutlich wurde, daß eine Systematik aller Untersuchungen bisher nicht möglich ist, da einerseits Kenntnisse über den Einfluß der Wechselwirkungen auf das thermische Verhalten der einzelnen Elemente einer Konfiguration untereinander und andererseits der theoretische Unterbau fehlten.

Wesentliche Untersuchungen zum Verhalten natürlicher Brandlasten in Räumen wurde vom Conseil International du Bâtiment (CIB), Com. 14, und der Europäischen Konvention der Stahlbauverbände angeregt. Während das CIB-Programm von mehreren Ländern durchgeführt wurde, wobei in Deutschland Becker und Seekamp [10] dafür tätig waren, wurde die zweite Versuchsreihe von Ehm und Arnauld [11] durchgeführt. Auch hier wurde deutlich, daß die grundlegenden Kenntnisse in Hinsicht auf die Wechselwirkungen zwischen brennbaren Stoffen untereinander und mit der Umgebung sehr gering sind, so daß allgemein gültige Aussagen nicht getroffen werden konnten.

Für das thermische Verhalten des hier verwendeten Holzes können die von der Holzforschung durchgeführten Untersuchungen herangezogen werden. Allerdings liegen in erster Linie Arbeiten vor, die sich mit der Weiterverarbeitung von Holz beschäftigen und somit im Temperaturbereich bis 300°C liegen. Hierzu zählen die Untersuchungen aus dem Institut für Holzforschung in München [12, 13, 14], die sich mit dem Reaktionsverhalten von Hölzern bis 200°C befassen. Über diese Thematik liegen wichtige Arbeiten von Stamm, Eickner und Mitchell u.a. [15,16,17] vor.

Die Problematik der Selbstentzündung, die ebenfalls in diesem Temperaturbereich bis auf etwa 80°C betrachtet werden muß, wurde von Thomas, Bowes und John [18,19] untersucht. Hier wurde von Thomas ein theoretischer Ansatz versucht, um die Oberflächentemperaturen extrapolieren zu können.

Ab 400°C liegt ein relativ unerforschter Temperaturbereich vor, der nur von wenigen Wissenschaftlern betrachtet wurde. Patzak [20] hat in einer Versuchsreihe simultan Untersuchungen mit Hilfe der Thermogravimetrie, der Druckanalyse und der Differentialthermoanalyse vorgenommen. Bei diesen Versuchen wurde der Ofen mit einer definierten Aufheizgeschwindigkeit aufgeheizt, wodurch jedoch die Vorgänge der Wärmeübertragung kompliziert gestaltet wurden, da so nicht nur die Aufheizdynamik der Probe berücksichtigt werden mußte, sondern auch die Ofendynamik im Gesamtvorgang eine Rolle spielte. Dieser Umstand erschwert eine klare Aussage über das Holzverhalten bei diesem Vorgang erheblich.

Eine Studie mit fest vorgegebenen Randbedingungen wurde von Fons [21] durchgeführt. Dabei wurde das Zündverhalten von Holz bei höheren Temperaturen untersucht und eine Extrapolation der Oberflächentemperatur aus dem Temperaturfeld versucht. Allerdings liegen hier nur in geringem Umfang Ergebnisse vor.

Über das Strahlungsverhalten von Elementen innerhalb einer Konfiguration ist bisher mit Ausnahme von Ansätzen von Hottel und Eckert [22,23] nichts bekannt.

Unter Berücksichtigung dieses Erkenntnisstandes ergeben sich folgende Fragenkomplexe:

1. Die Frage der thermischen Verhaltensweise brennbarer Stoffe innerhalb einer Konfiguration, ihre Wechselwirkungen untereinander und mit der Umgebung.
2. Die Frage der sich in einem Raum vorgegebener Geometrie und Lüftungsverhältnisse einstellenden dynamischen Temperaturfelder, Wärme- und Stoffströme bei natürlichem Brand.

Der erste Fragenkomplex kann als Nahziel des Teilprojekts angesehen werden, während der zweite das Fernziel darstellt.

## 2. Untersuchungsmethodik

Ausgehend von bisher bekannten Untersuchungen wurde im letzten Antrag ein Programm formuliert, von dem folgende Punkte genehmigt wurden:

- I. Entwicklung eines mathematischen Modells zur Bestimmung der Temperaturverteilung in einem bis auf Zündtemperatur wärmebeaufschlagten brennbaren Gut und gleichzeitige Durchführung von Versuchen zur Untermauerung und Ergänzung des Modells.
- II. Untersuchung des Einflusses der Umgebung von Gut und Wärmequelle auf den Zündvorgang. Dabei sollen nach Messungen mit wassergekühlten Wänden Wände mit anderen thermischen Eigenschaften wie Beton, Gips und Kunststoffe in die Versuchsbrennkammern eingebaut werden. Gleichzeitig soll überprüft werden, ob die bisher bekannten Wärmeübergangszahlen auch hier gültig bleiben.
- III. Anwendung vorhandener Rechenverfahren zum Anfahrverhalten von Wärmeübertragern auf die Vorgänge beim Beginn des natürlichen Brandes.

Dieses Programm wurde auf Weisung der Gutachter in einem Zwischenbericht, der im Juni 1976 den von der DFG benannten Gutachtern zuging, weiter erläutert und die Bindungen des Teilprojektes C1 im SFB 148 präzisiert.

Für das gesamte Programm wurde grundlegend festgelegt, daß alle Untersuchungen von vornherein einen mathematisch-physikalischen Unterbau erhalten sollten, um die erhaltenen Erkenntnisse theoretisch abzusichern. Aus dieser Voraussetzung folgte, daß bei allen Untersuchungen feste thermische Randbedingungen vorgegeben werden sollten, um die Betrachtung der Vorgänge beim Brandverhalten brennbarer Stoffe auf die Dynamik der brennbaren Stoffe selbst beziehen zu können.

Als brennbarer Stoff wurde Fichtenholz verwendet, um die Ergebnisse des Teilprojekts nach Abschluß des ersten Teilzieles in Verbindung mit bekannten Untersuchungen weiterverwenden und somit den Versuchsaufwand für die weiteren Arbeiten einschränken zu können. Als Konfiguration wurde für die grundlegenden Untersuchungen die Krippe als ungeeignet befunden, da der Wärmeaustausch in einer solchen Anordnung sehr schwer mathematisch-physikalisch zu beschreiben ist. Aus diesem Grunde wurde das aus der Wärme- und Verfahrenstechnik bekannte Bündel als Grundkonfiguration gewählt. Das Gesamtprogramm wurde in die Arbeitsgebiete unterteilt:

#### a) Laboruntersuchungen in einem Strahlungsofen

Mit diesen Untersuchungen sollen die Kenntnisse auf dem Gebiet des thermischen Verhaltens brennbarer Einzelkörper erweitert und meßtechnische Probleme kostensparend bearbeitet werden.

Dazu gehören Untersuchungen

- der Meßfühleranordnung und der damit verbundenen Fehler
- der Ausbildung von Temperaturfeldern
- des Zündzeitpunktes in Abhängigkeit vom Sauerstoffgehalt und Temperatur in der Ofenatmosphäre
- der Verkohlungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Ofentemperatur

und weitere sich ergebende Teilaufgaben.

Die Ergebnisse können sofort einem dynamischen mathematisch-physikalischen Plattenmodell zugänglich gemacht werden.

#### b) Strahlungsuntersuchungen an Stahlrohrbündeln

Ein fast unbekanntes Problem ist das Strahlungsverhalten von Einzelelementen innerhalb einer Konfiguration. So wurde dieses Problem in das Arbeitsprogramm aufgenommen, da der Strahlungsaustausch bei der Untersuchung natürlicher Brände eine entscheidende Bedeutung hat. Diese Untersuchungen wurden experimentell mit einem Stahlrohrbündel durchgeführt, um ersteinmal den Strahlungseinfluß der leuchtenden Flamme zu vernachlässigen. Theoretisch wurde dieses Modell nach einer statistischen Methode (Monte-Carlo) bearbeitet, da diese sich auf dem Gebiet des Strahlungsaustausches bereits bewährt hat.



### c) Das thermische Verhalten von Holzbündelkonfiguration

Das Hauptgewicht des Programms soll auf der Untersuchung von Holzbündelkonfigurationen liegen, an denen das Studium natürlicher Brände durchgeführt werden soll.

Hier sollen experimentelle Untersuchungen der Temperaturfelder im Bündel sowie in den einzelnen Bündelelementen vorgenommen werden, um Antwort auf folgende Fragen zu finden:

- c1) Das Aufheizverhalten brennbarer Konfigurationen bei unterschiedlichen Umgebungs- und Lüftungsverhältnissen
- c2) Das Aufheizverhalten brennbarer Konfigurationen bei Beaufschlagung mit leuchtenden und nicht leuchtenden heißen Gasen bei unterschiedlichen Gasgeschwindigkeiten und Sauerstoffgehalten.
- c3) Das Zündverhalten eines Körpers unter annähernd adiabaten Bedingungen.
- c4) Das Zündverhalten einer Konfiguration in Abhängigkeit veränderlicher Umgebungsparameter
- c5) Bestimmung des Zersetzungs- und Abbrandverhaltens einer Konfiguration als Funktion der Umgebungsparameter

Die Bündelkonfiguration soll nach ausreichenden Studien auf die Krippenform erweitert werden.

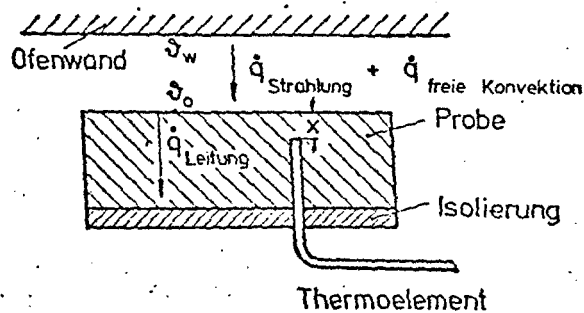
## 3. Untersuchungen an mit Strahlungswärme beaufschlagten

### Fichtenholzproben

#### 3.1 Problemstellung

Wie schon in Kap. 2 ausgeführt, ist es erforderlich, Untersuchungen an Einzelkörpern vorzunehmen, um ungeklärte Fragen im Zusammenhang mit dem thermischen Verhalten brennbarer Körper, den Möglichkeiten einer mathematisch-physikalischen Formulierung der dabei ablaufenden Vorgänge sowie meßtechnische Probleme zu studieren. Dazu sollen kurz die Prozesse, die im Laufe einer längeren Beheizung von Fichtenholzproben ablaufen, aufgezeigt werden, um die erforderlichen Kenntnisse für die Erstellung eines mathematischen Modells offenzulegen.

Wird ein Körper in einem geschlossenen Strahlungsofen beheizt, so wird ihm Wärme von den aufgeheizten Wänden durch Strahlung zugeführt. Weiterhin wird durch freie Konvektion Wärme an die Probe übertragen (Bild 1)



**Bild 1:** Prinzipielle Darstellung der Wärmeströme beim Versuch und Anordnung der Thermoelemente

Der gesamte zugeführte Wärmestrom  $\dot{q}_{ges}$  ergibt sich somit aus der Beziehung

$$\dot{q}_{ges} = \dot{q}_{Strahlung\ zu} - \dot{q}_{Strahlung\ ab} + \dot{q}_{freie\ Konvektion} \quad (3.1)$$

wobei für den Wärmeübergang gilt

$$\dot{q}_{ges} = \alpha_{ges} (\vartheta_w - \vartheta_o) \quad (3.2)$$

$\alpha$  Wärmeübergangskoeffizient

$\vartheta_w$  Wandtemperatur

$\vartheta_o$  Oberflächentemperatur der Probe

Der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_{ges}$  ergibt sich demnach aus

$$\alpha_{ges} = \alpha_{Strahlung} + \alpha_{frei\ Konvektion} \quad (3.3)$$

Während sich der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  freie Konvektion nach [24] berechnen läßt, kann er für die Strahlung aus dem Stefan-Boltzmann'schen Gesetz ermittelt werden:

$$\alpha_{\text{Strahlung}} = \frac{C_s \rho \epsilon \cdot 10^{-8} [T_w^4 - T_o^4] \cdot 10^{-8}}{(T_w - T_o)} \quad (3.4)$$

$C_s$  Strahlungskoeffizient des schwarzen Körpers  
 $\rho$  Winkelverhältnis  
 $\epsilon$  Emissionskoeffizient  
 $T$  Temperatur in K

Die Wärme wird innerhalb der Probe nach dem Fourier'schen Gesetz weitergeleitet:

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \tau} = \frac{\lambda}{\rho c p} \left[ \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \right] + \frac{\phi}{\rho c p} \quad (3.5)$$

Die für die Pyrolyse des Holzes erforderliche Energie sowie die Reaktionswärme werden durch den Ausdruck  $(\phi / \rho c p)$  berücksichtigt.

Aus diesem kurzen Abriß wird deutlich - in Verbindung mit Kap. 2 -, daß einige wichtige Aussagen für die Beurteilung des thermischen Verhaltens fehlen und durch eigene Untersuchungen nachgeliefert werden müssen:

- a) das Oberflächentemperaturverhalten
- b) das Zündverhalten bei Temperaturen über 400°C
- c) die Einstellung der Temperaturfelder
- d) das Auftreten von Wärmequellen und -senken in Abhängigkeit von der Temperatur
- e) die Änderung der Stoffeigenschaften während der Beheizung
- f) der Einfluß der Probengrößen auf die Punkte a bis e.

Aus diesem Grunde wurden Versuche durchgeführt, bei denen einerseits das Oberflächenverhalten näher untersucht und andererseits Temperaturfelder aufgenommen wurden. Außerdem wurde der Einfluß der Problemgröße untersucht.

Eine Schwierigkeit ergab sich bei der Positionierung der Thermoelemente in der Probe. Da gewährleistet sein sollte, daß die Meßfühler im vorgesehenen Abstand  $x$  (Bild 1) von der Oberfläche fehlerfrei eingesetzt werden sollten, wurde er senkrecht zur Oberfläche installiert. Dabei wurde vermutet, daß auf Grund der unterschiedlichen thermischen Eigenschaften von Thermoelement und Holz

$$C_{p_{\text{Thermoelement}}} = 0.456 \frac{\text{KJ}}{\text{Kg K}}$$

$$C_{p_{\text{Holz}}} = 1.36 \frac{\text{KJ}}{\text{Kg K}}$$

$$\lambda_{\text{Thermoelement}} = 107.72 \frac{\text{KJ}}{\text{mhK}}$$

$$\lambda_{\text{Holz}} = 0.37 \frac{\text{KJ}}{\text{mhK}}$$

$$\rho_{\text{Thermoelement}} = 8500 \frac{\text{Kg}}{\text{m}^3}$$

$$\rho_{\text{Holz}} = 400 \frac{\text{Kg}}{\text{m}^3}$$

Meßfehler auftreten müssen, die sowohl in der Dynamik (Unterschied in den Wärmekapazitäten) als auch in der Wärmeableitung durch den Fühlerschaft begründet liegen müssen, da bei der Aufheizung das Probeninnere geringere Temperaturen aufweist als die Randzone.

So wurden in diesem Zusammenhang Untersuchungen zur Ermittlung der Größe dieser Fehler durchgeführt.

Das Ziel dieser Untersuchungen soll in einer handlichen Korrekturmöglichkeit liegen.

### 3.2 Die Versuchseinrichtung

Die Versuchseinrichtung (Bild 2) besteht aus dem Strahlungs-  
ofen mit den Innenraumabmessungen  $260 \times 160 \times 400 \text{ mm}^3$ , der  
auf der Frontseite durch eine schwenkbare Klappe verschlossen  
werden kann.

An der Rückseite ist ein Rohr zur Gasabsaugung eingeschoben,  
über das das Rauchgas nach Filterung und Trocknung einer  
Gasanalyse zugeführt wird.

Sie wurde bei den Temperaturfeldmessungen mit einer Analysen-  
anlage, bestehend aus zwei Uras-Geräten für CO - bzw. CO<sub>2</sub> -  
Bestimmung sowie einem Magnos 5T zur O<sub>2</sub> - Bestimmung, durch-  
geführt. Die Messungen zur Ermittlung des Zündzeitpunktes  
wurden hingegen nur mit einem Magnos 5T vorgenommen, da die  
größere Anlage, die geliehen war, nicht mehr zur Verfügung  
stand.

Die Temperatur des Ofens, die bis max.  $1150^\circ\text{C}$  einstellbar ist,  
wird über einen Thermostaten geregelt.

Bei den Versuchen wurden Proben aus Fichtenholz mit etwa 9%  
Feuchtigkeit eingesetzt. Sie wurden mit Thermoelementen der  
Paarung NiCr - Ni bestückt und für den Versuch durch die  
frontale Öffnung des Ofens eingeschoben, wobei die Thermo-  
elemente zwischen Klappe und Ofenwand herausgeführt wurden.  
Die Elemente waren über Ausgleichsleitungen mit einer Regis-  
triereinrichtung verbunden, die bis Dezember 1976 aus 4-Kanal-  
Schreibern bestand. Danach wurde die beantragte Datenerfassungs-  
anlage installiert. (Bild 3) .

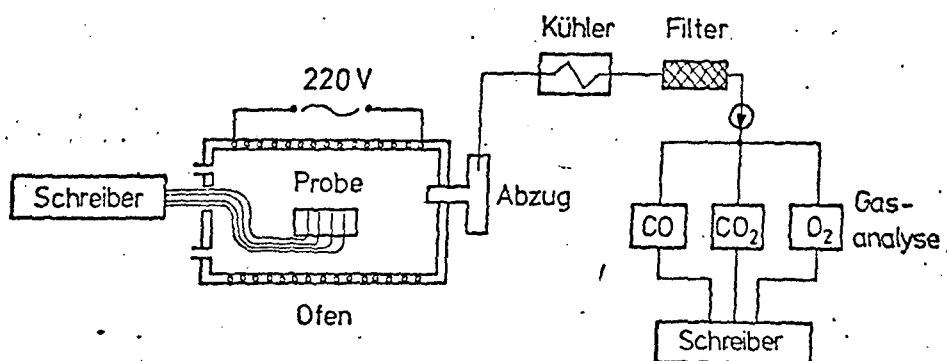


Bild 2:

Versuchsanlage für Versuche zur Aufheizung von  
Holz im Strahlungs-Ofen

Diese besteht aus Multiplexer und Analog -Digital- Umwandler (ADU), die von einem Prozeßrechner (PR) gesteuert werden.

Die Daten werden auf einer Magnetplatteneinheit aufgezeichnet und später über Plotter (PL) ausgegeben. Durch diese Einrichtung ist nun eine wesentlich effektivere Auswertungsmöglichkeit vorhanden.

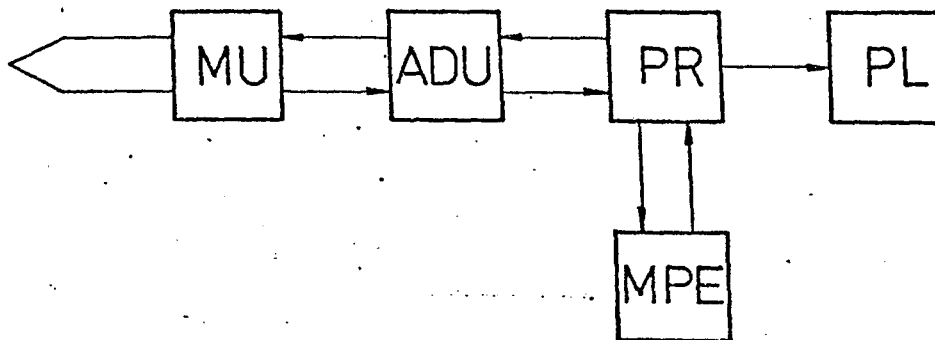


Bild 3: Blockschaftbild der Datenerfassungs-  
anlage (seit Dezember 1976)

### 3.3 Ergebnisse der Meßfehleruntersuchungen

#### 3.3.1 Der dynamische Fehler

Dynamische Fehler treten bei der Messung zeitlich variabler Größen auf. Sie entstehen infolge Energiespeicherung im Meßfühler, die zu einer Anzeigeträgheit führt.

Bei Temperaturmessungen ist der Fühler bestrebt, mit dem System, in dem er sich befindet, thermodynamisches Gleichgewicht herzustellen. Mit zunehmender Verzögerung dieses Vorganges wird der Fehler größer.

Profos [25] hat über ein Thermometermodell mit einem Übertragungsverhalten 1. Ordnung einen Ausdruck für die Zeitkonstante ermittelt, aus der die Zusammenhänge deutlich werden:

$$T = \frac{m \cdot c}{\alpha \cdot A} \quad ( 3.6 )$$

Demnach hängt der dynamische Fehler von der Fühlermasse  $m$ , d. h. von der Dichte  $\rho$ , seiner spez. Wärmekapazität  $c$ , seiner Oberfläche  $A$  und dem Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  ab. Die Rückwirkung auf den Prozeß wurde hier vernachlässigt. In diesem Zusammenhang wurde überlegt, in wieweit ein Einfluß dieser Fehlerquelle auf Temperaturmessungen in Holz mit Thermoelementen vorliegen könnte.

Der Vergleich der Produkte aus Dichte  $\rho$  und spez. Wärmekapazität  $c$  zwischen Holz und Thermoelement ergab ein Verhältnis von 1 : 7 .

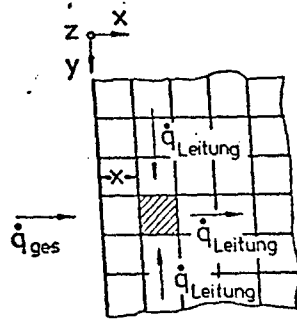
Daraus wurde gefolgert, daß der Fühler, abgesehen von der Rückwirkung, eine Anzeigenverzögerung gegenüber dem ungestörten System besitzen muß.

Da aus der Literatur Untersuchungen zum Einfluß der Rückwirkung nicht vorlagen, mußte eine Methode entwickelt werden, um eine Korrekturmöglichkeit zu schaffen.

Dazu wurde ein math. Modell entwickelt, das sowohl das gestörte als auch das ungestörte System beschreiben sollte. Diese Ergebnisse sollten danach mit Meßergebnissen verglichen werden, um die Unsicherheit bezüglich der thermischen Eigenschaften des Holzes ausräumen zu können.

Als Modell wurde ein einseitig gegrenzter, unendlich ausgedehnter Körper gewählt, der in der  $x - y$  - Ebene diskretisiert

wurde (Bild 4). Als Meßfühler wurde nun eines der so entstandenen Elemente in Meßtiefe angesehen. Es besaß die thermischen Eigenschaften eines Thermoelementes.



**Bild 4:** Modell zur Berechnung des dynamischen Fehlers

Nach dem Fourier'schen Gesetz für zweidimensionale Wärmeleitung ohne Berücksichtigung von Wärmequellen und -senken

$$\frac{\delta \vartheta}{\delta \tau} = \frac{\lambda}{\rho C} \left[ \frac{\delta^2 \vartheta}{\delta x^2} + \frac{\delta^2 \vartheta}{\delta y^2} \right] \quad (3.7)$$

wurde in Verbindung mit der Oberflächenbedingung

$$\alpha (\vartheta_w - \vartheta_0) = -\lambda \frac{\delta \vartheta}{\delta x} \quad (3.8)$$

der Temperaturverlauf für das gestörte und das ungestörte System berechnet.

Die experimentellen Untersuchungen wurden in Holzproben mit Thermoelementen unterschiedlicher Durchmesser (0.25 mm und 1 mm) vorgenommen, wobei die Elemente parallel zur Oberfläche im Holz angeordnet waren.

Dieses Verfahren ging von der Überlegung aus, daß ein 0.25 mm starkes Thermoelement schneller aufgeheizt wird und das System weniger beeinflusst als Fühler größeren Durchmessers, womit der Rückwirkungsfehler verringert wird.

Die Ergebnisse für 400 °C Ofentemperatur und 1 mm Meßtiefe sind im Bild 5 dargestellt.



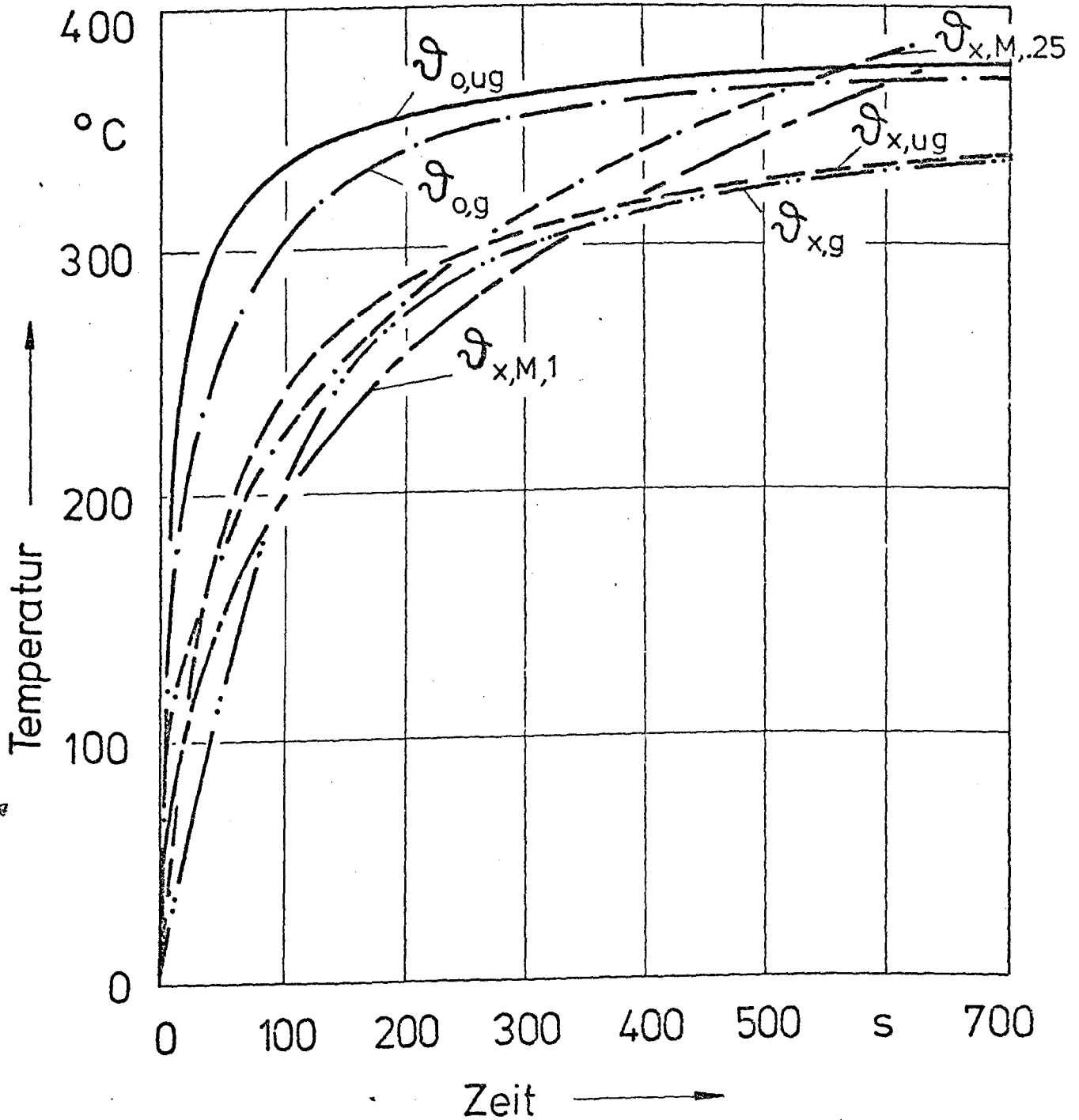


Bild 5 :

Gerechnete und gemessene Temperaturen im Abstand  $x = 1$  mm von der Oberfläche sowie gerechnete Oberflächentemperaturen für das gestörte und ungestörte System bei  $400^\circ\text{C}$  Ofentemperatur bei der Untersuchung des dynam. Fehlers.

Hier wird deutlich, daß dieses einfache Modell im Zeitbereich bis 250 s den Fehler recht gut beschreibt, wie die Verläufe der Meßwerte für die Thermoelementenstärken 0,25 und 1 mm ,  $\vartheta_{x,M,0.25}$  und  $\vartheta_{x,M,1}$  , sowie die berechneten Temperaturen für das gestörte und ungestörte System,  $\vartheta_{x,g}$  und  $\vartheta_{x,ug}$  , zeigen. Ab 250 s macht sich jedoch verstärkt der Einfluß des Reaktionsgeschehens bemerkbar, das in der Berechnung nicht berücksichtigt wurde.

Anhand der berechneten Oberflächentemperatur für gestörtes und ungestörtes System,  $\vartheta_{o,g}$  und  $\vartheta_{o,ug}$  , ist ein Einfluß des Fühlerverhaltens auf die Temperatur an der Oberfläche erkennbar.

Die bisher durchgeführten Untersuchungen zeigten gute Ansätze für eine spätere Korrekturmöglichkeit.

Sie müssen jedoch noch durch weitere Parameterstudien und den eventuellen Einbau von Wärmequellen und -senken erweitert werden.

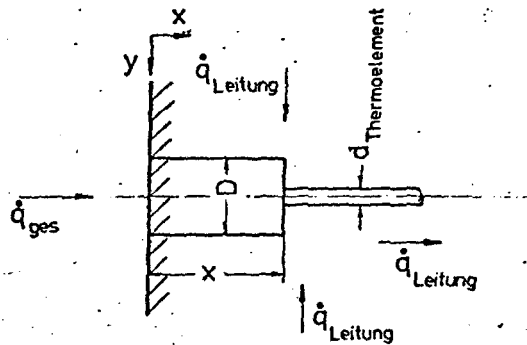
### 3.3.2 Der Wärmeableitfehler

Der Wärmeableitfehler ergibt sich auf Grund der Wärmeableitung im Schaft eines Meßfühlers, wenn zwischen Meßkopf und Schaft ein Temperaturgradient vorliegt. Dieser Effekt führt zu einem gedämpften Temperaturanstieg im Meßkopf, sodaß statt der realen Temperatur eine mit einem Meßfehler, dem Wärmeableitfehler, behaftete Temperatur gemessen wird. Diese verzögerte Aufheizung des Meßkopfes wiederum führt wie im Fall des dynamischen Meßfehlers zu einer Rückwirkung auf den Prozeß.

Im Falle der durchgeführten Messungen mußte die Frage gestellt werden, in wie weit die senkrecht zur Oberfläche, also in Wärme-stromrichtung vorgenommene Positionierung des Fühlers einen solchen Fehler nach sich ziehen würde.

Zur Bestimmung dieses Fehlers wurde wie bei der Betrachtung des dynamischen Fehlers davon ausgegangen, daß er durch ein mathem. Modell in Verbindung mit Messungen ermittelt werden sollte.

Als mathematisches Modell wurde ein Körper, der aus zwei zusammengesetzten Zylindern unterschiedlichen Durchmessers bestand, verwendet (Bild 6).



**Bild 6:** Modell zur Berechnung des Wärmeableitfehlers

Dabei stellt der Zylinder mit der Dicke  $D$  und der Länge  $x$ , welche der Meßtiefe entspricht, den beeinflussten Holzbereich zwischen Oberfläche und Meßfühler dar. Der anschließende Zylinder mit dem Durchmesser  $d_{thermoelement}$  besitzt die thermischen Eigenschaften des Thermoelementes. Dieser Körper ist eingebettet in einen einseitig begrenzten, unendlich ausgedehnten Körper, der vom Meßfühler unbeeinflusst bleibt. Nach dem Fourier'schen Gesetz für die zweidimensionale Wärmeleitung ohne Berücksichtigung von Wärmequellen und -senken (Glg.3.6) ist in Verbindung mit der Oberflächenbedingung (Glg.3.7) eine Berechnung des Wärmeableitfehlers möglich. Hier muß jedoch wie bei der Betrachtung des dynamischen Fehlers berücksichtigt werden, daß die verwendeten thermischen Daten zur Berechnung der Vorgänge im Holz nicht gesichert sind, so daß der Vergleich mit experimentellen Untersuchungen unerlässlich ist.

Diese wurden in der Art durchgeführt, daß zwei Thermoelemente mit gleichem Durchmesser (1mm) in die Probe so eingesetzt wurden, daß ein Fühler senkrecht und der andere parallel zur Oberfläche angeordnet war. So konnte davon ausgegangen werden, daß der Schaft des parallelen Fühlers erst kurz vor dem Austritt aus der Probe einen Temperaturgradienten besitzt, während beim senkrechten Fühler dieser Gradient vom Meßkopf an vorhanden ist und so die Messung beeinflusst.

Bild 7 zeigt gemessene und gerechnete Temperaturverläufe für 400°C Ofentemperatur und eine Meßtiefe  $x = 1\text{mm}$ .

Der Vergleich der gerechneten ( $\vartheta_{x,g}$ ) und gemessenen ( $\vartheta_{x,M,s}$ ) Temperaturen für das gestörte System, d. h. das System mit senkrecht installierten Meßfühler, zeigt, daß im Zeitbereich bis 250 s eine relativ gute Übereinstimmung besteht, wie auch beim Dynamischen Fehler zu beobachten war. Danach macht sich wahrscheinlich der Einfluß des Reaktionsgeschehens, der in der Rechnung bisher nicht berücksichtigt wird, bemerkbar. Die parallel zur Oberfläche gemessene Temperatur  $\vartheta_{x,M,p}$  kann mit dem berechneten Verlauf für das ungestörte System  $\vartheta_{x,ug}$  nicht unmittelbar verglichen werden, da sie mit dem dynamischen und dem Rückwirkungsfehler belastet ist.

Außerdem wirkt sich die Verdampfung auf den Verlauf des Meßergebnisses aus. Es zeigt sich jedoch ein gravierender Unterschied zwischen den Ergebnissen, der verdeutlicht, daß der Einfluß des Meßfühlers erheblich sein muß. Im Zusammenhang mit diesen Untersuchungen kann weiterhin gezeigt werden, daß sich der Meßfehler wegen der Rückwirkung auf das System an der Oberfläche im Temperaturverlauf bemerkbar macht. Dieses wird durch die berechneten Oberflächentemperaturen für das gestörte und ungestörte System,  $\vartheta_{o,g}$  und  $\vartheta_{o,ug}$ , deutlich.

Die bisher durchgeführten Untersuchungen reichen jedoch für eine Korrektur noch nicht aus, da die Berücksichtigung der Verdampfung und des Reaktionsgeschehens noch ausstehen und weitere Parameterstudien betrieben werden müssen.

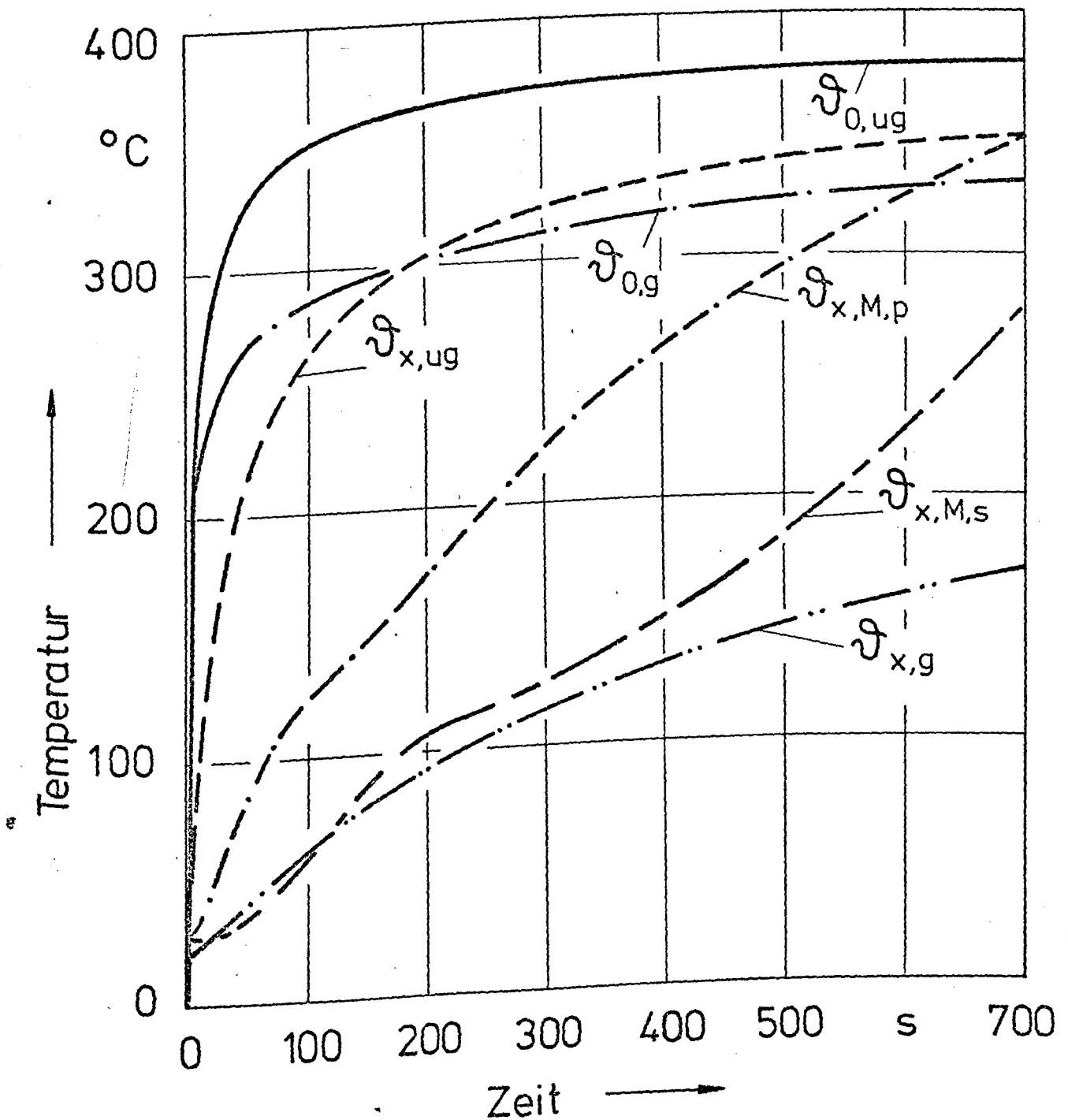
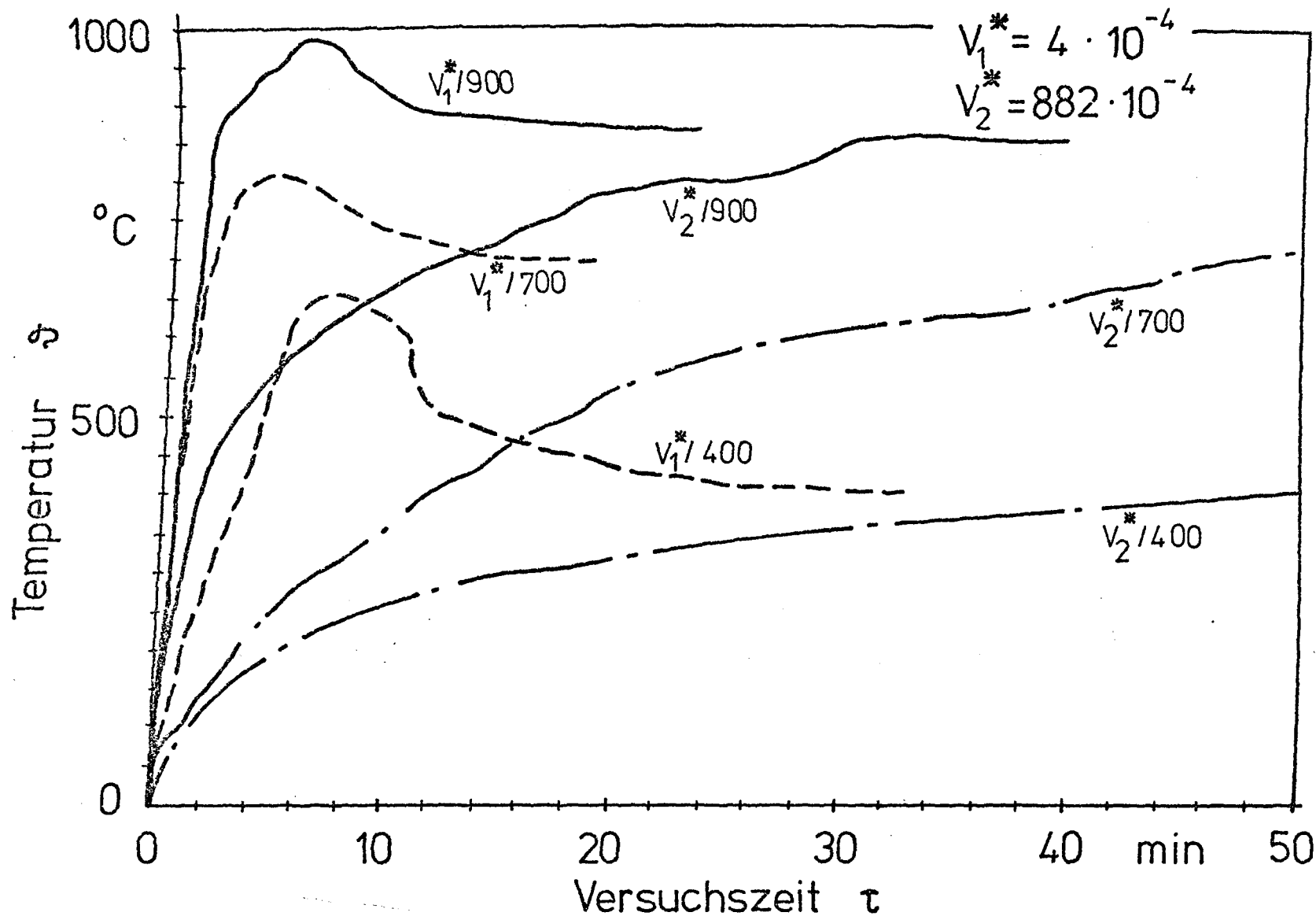


Bild 7 : Gerechnete und gemessene Temperaturen im Abstand  $x = 1 \text{ mm}$  von der Oberfläche sowie gerechnete Oberflächentemperaturen für das gestörte und ungestörte System bei  $400^\circ\text{C}$  Ofentemperatur bei der Untersuchung des Wärmeableitfehlers.



C 1 - 21

Bild 8: Temperaturverlauf im Abstand von 0,1 mm unter der Probenoberfläche für die Volumenverhältnisse  $V_1^*$  und  $V_2^*$  bei 400, 700 und 900°C Ofentemperatur.

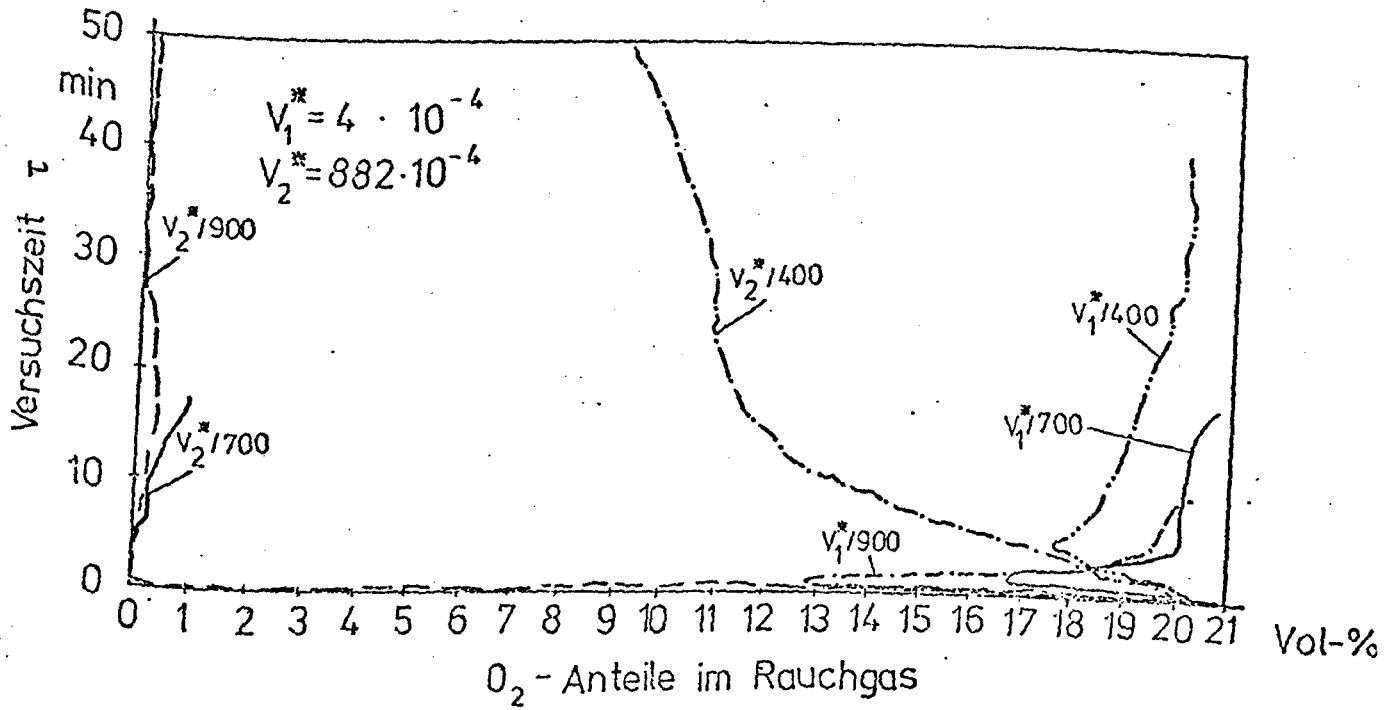


Bild 9.

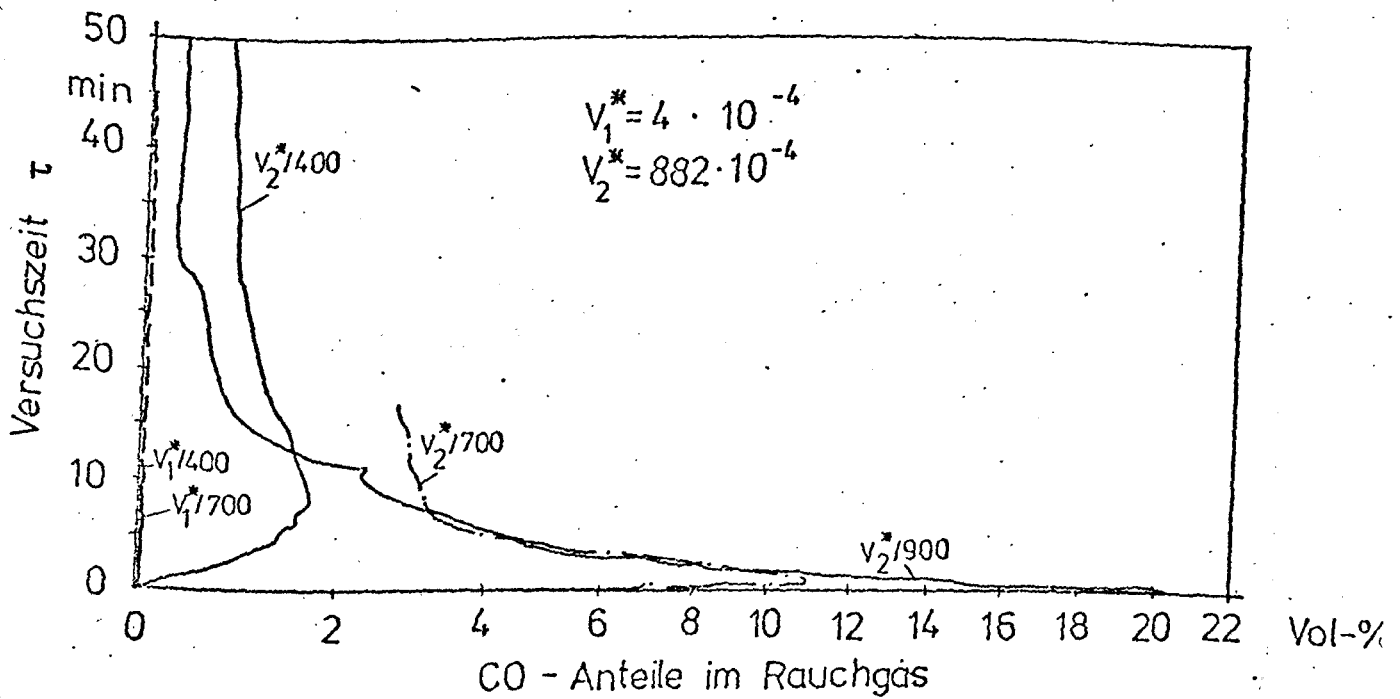


Bild 10

### 3.4 Ergebnisse der thermischen Untersuchungen an Fichtenproben

---

Das gesamte thermische Verhalten von Holz gliedert sich wie der natürliche Brand in 4 Phasen:

Die Aufheizphase, Zündphase, Abbrandphase und Ausbrandphase

Dazu wurden Temperaturmessungen im Bereich der Probenrandzone, d. h. im Abstand  $x = 0.1$  mm von der Oberfläche im Ofentemperaturbereich von  $400^{\circ}\text{C}$  bis  $900^{\circ}\text{C}$  mit verschiedenen Probengrößen durchgeführt.

Die Probengröße wurde durch das Volumenverhältnis

$$V^* = \frac{\text{Probenvolumen}}{\text{Ofenraumvolumen}}$$

charakterisiert.

Für die hier dargestellten Ausführungen wurden die Ergebnisse der Temperatur- und Rauchgasmessungen bei  $400^{\circ}\text{C}$ ,  $700^{\circ}\text{C}$  und  $900^{\circ}\text{C}$  Ofentemperatur für folgende Volumenverhältnisse verwendet:

$$V_1^* = 4 \cdot 10^{-4}$$

$$V_2^* = 882 \cdot 10^{-4}$$

Diese stellten die beiden extremen Probegrößen dar. Dabei muß bemerkt werden, daß die Proben jeweils ohne Übergang der konstant eingestellten Ofentemperatur ausgesetzt wurden.

In der Aufheizphase wurde bei verschiedenen Versuchen bei etwa  $100^{\circ}\text{C}$  ein mehr oder weniger ausgeprägter Haltepunkt festgestellt, der auf die Verdampfung in der Randzone zurückgeführt werden kann. Bild 8 zeigt diesen Effekt deutlich am Beispiel des Temperaturverlaufes von Versuch  $V_2^* / 700$ .



Nach dem Einschieben der Probe in den Ofen wurde beobachtet, daß bei  $400^{\circ}\text{C}$  und  $500^{\circ}\text{C}$  eine Entflammung mit leuchtender Flamme nicht erfolgte. Vielmehr reagierte die Randzone langsam aus, d.h. sie setzte Zersetzungsgase frei, die mit dem aus der Umgebung herangeführten Sauerstoff und dem Eigensauerstoff reagierten. Ab  $600^{\circ}\text{C}$  änderte sich dieser Vorgang, da nun kurz nach Versuchsbeginn die Proben mit leuchtender Flamme zu brennen begannen.

Die Reaktionen führten bei den kleinen Probegrößen zu einem Anstieg der Temperaturen in der Randzone über die Ofentemperatur hinaus (Versuch  $V_1^*$  /  $400$ ,  $V_1^*$  /  $700$ ,  $V_1^*$  /  $900$ ). Nach Ausreagieren der Probe fielen die Temperaturen bei diesen Versuchen auf Grund eines geringeren Angebots an Zersetzungsprodukten und somit einer Verminderung der Reaktionen auf die Ofentemperatur ab (Ausbrandphase). Die Probengröße  $V_2^*$  zeigte hingegen ein gänzlich anderes Verhalten. Nach Versuchsbeginn wurde sofort eine starke Rauchentwicklung beobachtet, die auf eine unvollständige Verbrennung hindeutete. Dieser Umstand wird durch den Verlauf von Sauerstoff (Bild 9) und Kohlenmonoxyd (Bild 10) bestätigt.

Der im Ofen vorhandene Rauch dürfte neben der Verminderung der Reaktionstätigkeit durch geringes Sauerstoffangebot für die Dämpfung des Temperaturverlaufes in der Randzone bei großen Proben verantwortlich sein, da er Strahlungswärme absorbiert.

Die hier gemessenen Temperaturen geben zwar das Geschehen im Randzonenbereich wieder, jedoch sind sie mit den Oberflächentemperaturen nicht identisch, da auf Grund der kleinen Wärmeleitfähigkeit des Holzes ein großer Temperaturgradient an der Oberfläche vorliegt.

Dieses Temperaturverhalten wird durch die Verkohlung weiter unterstützt, da Holzkohle eine noch kleinere Wärmeleitfähigkeit ( $\lambda = 0.35 \frac{\text{KJ}}{\text{m}^2\text{h}^{\circ}\text{K}}$ ) besitzt als Holz.

Allerdings ist zu erkennen, daß mit Hilfe der Rauchgasanalyse und dieser Temperaturmessungen Aussagen über das Randzonenverhalten möglich sind.

Der Einfluß der Probengrößen geht aus Bild 11 hervor. Hier sind die mittleren Aufheizgeschwindigkeiten, die sich aus den Messungen in der Randzone ergeben hatten, in Abhängigkeit von

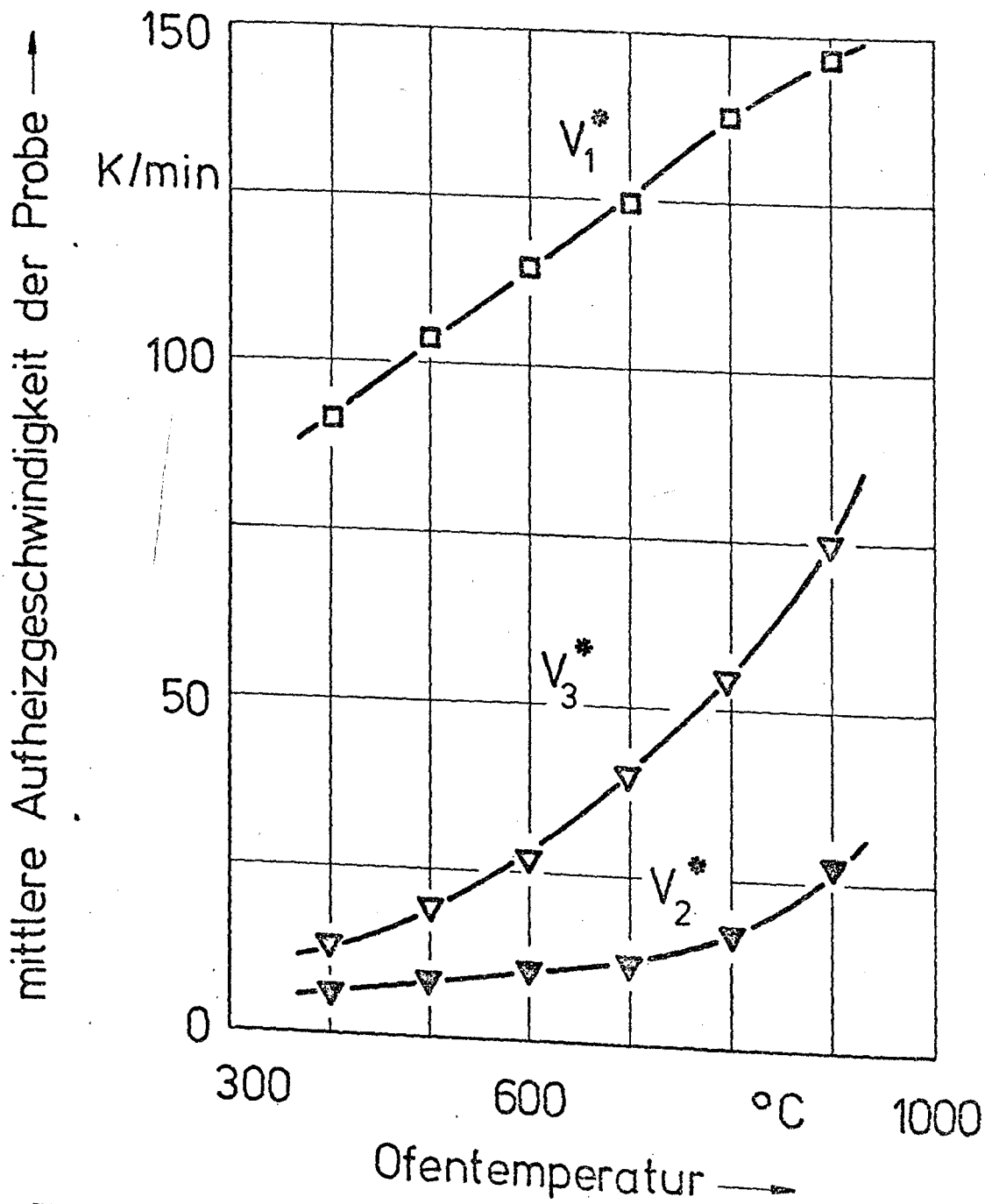


Bild 11 :

Abhängigkeit der mittleren Aufheizgeschwindigkeit 0,1 mm unter der Oberfläche von dem Volumenverhältnis  $V^*$  und der Ofentemperatur

der Ofentemperatur mit dem Volumenverhältnis  $V^*$  als Parameter aufgetragen ( $V_3^* = 110 \cdot 10^{-4}$ ).

Dabei ist zu sehen, daß die mittleren Aufheizgeschwindigkeiten mit zunehmender Probengröße stark abnehmen, wobei deutlich wird, daß die größte Abnahme zwischen  $V_1^*$  und  $V_3^*$  liegt.

Das Reaktionsgeschehen erfährt also im Bereich dieses Sprunges die größte Beeinträchtigung.

Weitere Untersuchungen wurden zur Temperaturfeldbestimmung in der Aufheizphase durchgeführt, um Ergebnisse zu erhalten, mit denen ein mathem. Modell unmittelbar verglichen werden kann.

So wurden Messungen im Abstand 0.1, 0.5, 0.9, 1.3, 5.1 und 10.1 mm von der Oberfläche mit der Probengröße  $V_3^*$  vorgenommen.

Die Ergebnisse sind in Bild 12 und 13 dargestellt. Sie zeigen die Temperaturfelder in der Aufheizphase bei  $400^\circ\text{C}$  und  $700^\circ\text{C}$  Ofentemperatur.

Während bei  $400^\circ\text{C}$  ein langsamer Anstieg der Temperaturen mit einem ausgeprägten Haltepunkt bei  $100^\circ\text{C}$  zu beobachten ist, ist die Aufheizgeschwindigkeit bei  $700^\circ\text{C}$  größer und die Verharrung der Temperatur im Haltepunkt kürzer.

Bei beiden Versuchsbedingungen ist zu erkennen, daß der Bereich in der Probenmitte bei 10 mm Abstand nach 80 s noch ohne Temperatureinfluß war.

Die hier durchgeführten Messungen müssen stets unter dem Aspekt eines starken Meßfehlers auf Grund der Wärmeableitung im Fühlerschaft gesehen werden. Gezielte Aussagen und eine Anwendung zur Beurteilung mathematischer Modelle sind erst nach einer Korrektur möglich.

Abschließend soll auf Untersuchungen hingewiesen werden, die zur Zündzeitbestimmung durchgeführt wurden. Dabei wurde versucht, die Abhängigkeit des Zündzeitpunktes von der Ofentemperatur und dem Sauerstoffgehalt in der Ofenatmosphäre zu untersuchen.

Während die Veränderung des Sauerstoffgehaltes noch keine zufriedenstellenden Ergebnisse brachten, konnte in der Temperaturabhängigkeit eine gute Übereinstimmung mit vergleichbaren Versuchen von Fons 21 erzielt werden.

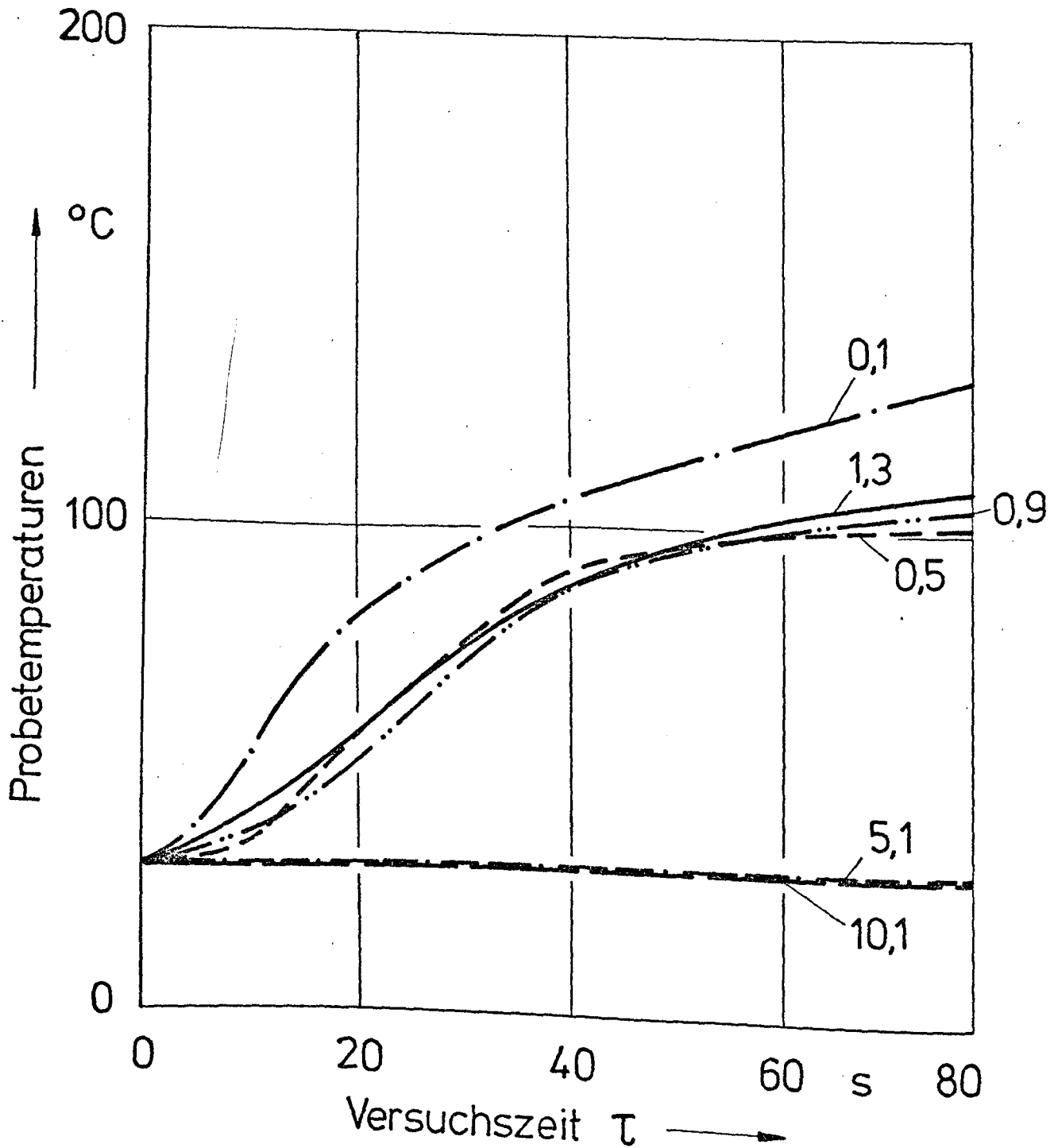


Bild 12: Temperaturverlauf im Abstand von 0,1 ; 0,5 ; 0,9 ; 1,3 ; 5,1 ; 10,1 mm unter der Probenoberfläche für das Volumen-Verhältnis  $V^*$  bei 400 °C Ofentemperatur

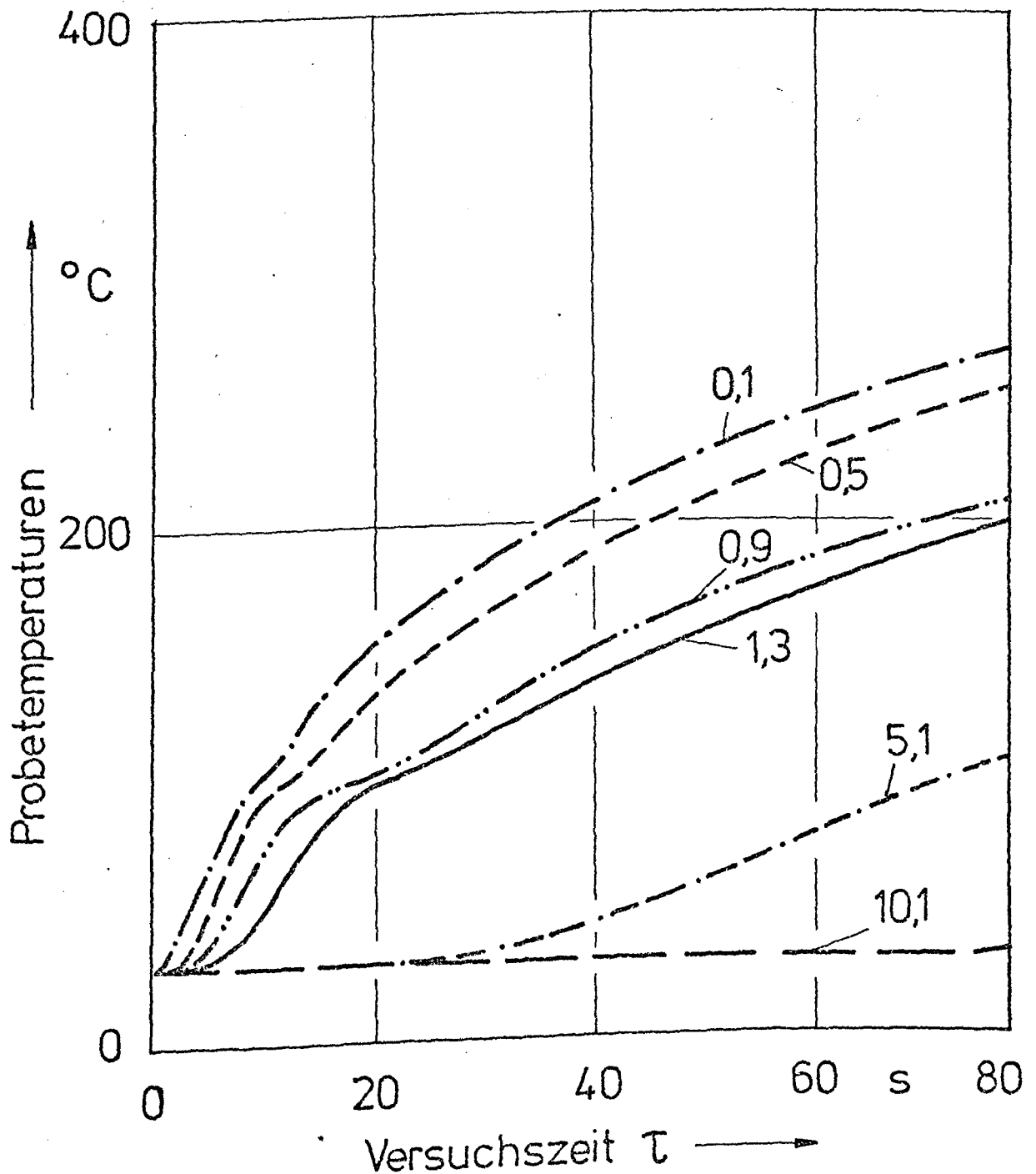


Bild 13:

Temperaturverlauf im Abstand von 0,1 ; 0,5 ; 0,9 ; 1,3 ; 5,1 ; 10,1 mm unter der Probenoberfläche für das Volumen - Verhältnis  $V^*$  bei 700 °C Ofentemperatur

Es muß darauf hingewiesen werden, daß die hier dargestellten Versuchsergebnisse Zwischenergebnisse darstellen, da alle Versuchsreihen fortgesetzt werden.

#### 4. Strahlungsuntersuchungen an einem Stabbündelmodell

Der Brand ist ein komplex ablaufender, chemisch-physikalischer Vorgang. Unsere Vorstellungen vom Brand gehen davon aus, daß das Einzelteil nur in seinem Zusammenhang mit der Umgebung gesehen werden kann, d.h. das Einzelteil, wenn es beschreibbar sein soll, kann nur unter der Bedingung des wechselseitigen Energieaustausches mit den in Frage kommenden, umgebenden Teilen betrachtet werden.

Es muß der Wärmeaustausch aller Wärmeübertragungsarten berücksichtigt werden, wie Wärmeleitung, Strahlung und Konvektion. Das trifft besonders für die Wärmeübertragung durch Strahlung zu, die in abgeschlossenen Geometrien nicht zu vernachlässigen ist. Ab einem Temperaturbereich von  $400^{\circ}\text{C}$  -  $600^{\circ}\text{C}$  wird unter normalen Bedingungen die ausgetauschte Wärme durch Konvektion und Strahlung von der gleichen Größenordnung sein.

Nach eingehendem Literaturstudium über den Brandverlauf erkennt man, daß der Brand fast nur als Gesamtheit und in seinen Auswirkungen dargestellt wird. Das genügt nicht, wenn das einzelne Bauteil in seinen Temperatur-Zeit-Verhalten beschrieben werden soll. Es müssen die Randbedingungen im Brandraum für das Einzelteil ermittelt werden. Da jeder Brand auf Grund der vielfältigen Einflüsse anders ablaufen wird, ist eine endgültige Beschreibung nicht möglich, weder experimentell noch rechnerisch. Daraus ergibt sich die Notwendigkeit für die Erstellung neuer Rechenmethoden und Rechenansätze, die eine theoretische Vorhersage für den Bauteilabschnitt möglich machen.

Deswegen werden im Rahmen der Untersuchungen im Teilprojekt C 1 Konfigurationen in Bündelform in Hinblick auf ihr dynamisches Strahlungsverhalten hin getestet. Später soll eine Erweiterung auf die Konfiguration der Krippe vollzogen werden, da hier Versuche zum Vergleich der Randbedingungen vorliegen. Die Untersuchungen werden in der Richtung geführt, das eine Konfiguration (Bild 14) in seinem Temperatur-Zeit-Verhalten bei Strahlungswärmeaustausch beschrieben werden kann.

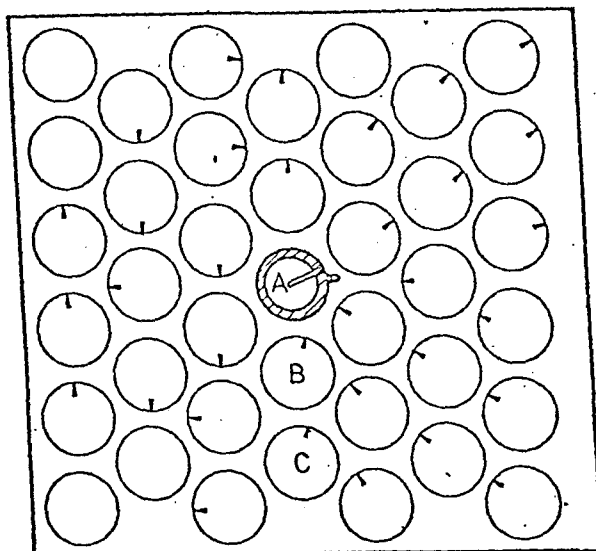


Bild 14: Grundriß eines Modelles mit Lage der Thermoelemente

Eine kritische Sichtung der Literatur über Strahlung, bezogen auf das zu untersuchende Problem, zeigt, daß kaum Vorarbeiten in dieser Richtung gemacht wurden. Einige Grundlagen dazu sind bei Eckert und Hottel zu finden.

Die Beschreibung des Strahlungsaustausches zwischen einfachen Flächen ist vorhanden. Es muß ein Verfahren gefunden werden, das Geometrien beliebiger, systematischer Anordnungen beschreibt.

Zu Beginn der theoretischen Untersuchungen wurde eine analytische Lösung angestrebt, die aber aufgegeben werden mußte. Schon das Strahlungsverhalten in einem Zylinder führt auf Integralgleichungen, zu deren Lösung die gesamte zulässige Rechenzeit für ein Rechenprogramm benötigt wurde und bei Ausbau des Verfahrens den gesamten Rechenbetrieb der TU - Braunschweig stören würde. Wegen der Kompliziertheit des zu untersuchenden Modells wurde eine numerische Näherungslösung notwendig. Nach Abschätzen einiger Verfahren (Ausbau in Geometrie und Genauigkeit) wurde eins auf statistischer Basis gewählt.

Ausgehend davon, daß die Energie, die durch Strahlung zwischen Körpern übertragen wird, abhängt von der Größe der geometrischen Anordnung untereinander, der Art der Oberfläche, den Materialstoffwerten und der Temperatur der Flächen, müssen diese Werte ermittelt werden. Geometrie und Stoffwerte sind entweder meßbar oder Tabellen zu entnehmen. Die Ausgangstemperaturen werden als Randbedingungen



für den Beginn der Rechnung benötigt. Es bleiben lediglich die geometrischen Zuordnungen der Flächen zueinander, d.h. die Winkelverhältnisse zu bestimmen übrig.

Es mußte ein Programm entwickelt werden, daß die Winkelverhältnisse für die Bündelkonfiguration ermittelt. Weiterhin sollte es so allgemein bleiben, daß unterschiedliche Geometrien (Durchmesser und Abstand) mit berücksichtigt werden. Der Grundgedanke des Verfahrens liegt in der Verwendung der Monte-Carlo-Methode. Die mathematische Herleitung des Verfahrens wurde in den vierziger Jahren für Radioaktive Strahlungsausbreitung entwickelt. Das Modell wird dreidimensional in Segmente aufgeteilt. Die Winkelverhältnisse werden ermittelt, indem der gesamte Energieaustausch in Teilchen zerlegt wird. Mit Hilfe eines Zufallszahlengenerators und den Wärmestrahlungsgesetzen werden diese Teilchen in die Umgebung gesandt. Mit der Anzahl der ausgesandten Teilchen steigt die Genauigkeit des Verfahrens. Bei der Aufteilung der Strahlungsenergie eines Segmentes in seine Umgebung in ca.  $10^5$  Teile wird die Bearbeitungszeit für einen Rechenauftrag voll ausgeschöpft.

In einem zweiten entwickelten Programm wird mit den zuvor ermittelten Winkelverhältnissen, den Strahlungsgesetzen und der Fourier-Wärmeleitungsgleichung die zeitliche Änderung der Temperatur des Stabbündelmodells auf Grund der Strahlung ermittelt. Das bedeutet, bei der Modellbeschreibung muß vom Wesen der Strahlung ausgehend im Raum dreidimensional gerechnet werden und als vierte Dimension wird der zeitliche Ablauf des Vorganges eingeführt.

Um die modellmäßigen rechnerischen Aussagen zu bestätigen, muß parallel dazu mit Versuchen gearbeitet werden. Für die Beschreibung des Stabbündelmodells sind die Randbedingungen notwendig. Diese erhält man im Brandversuchsofen, wenn deren Charakteristik wie Ein- und Austrittsgrößen von Masse und Energie bestimmt werden. Um eine erste modellmäßige, mathematische Beschreibung des Stabbündelmodells bezüglich der Strahlung zu ermöglichen, müssen die Randbedingungen stark vereinfacht werden. Dazu ist wegen der Kompliziertheit der ablaufenden Vorgänge in einem großen Versuchsofen dieser nicht geeignet.

Die Randbedingungen, die auftreten können, sind wohl erfaßbar, aber in ihrer Größe schwankend, d. h. es können nicht die einzelnen Einflüsse bezüglich der Strahlung abgeschätzt werden, da in der Literatur überhaupt keine Hinweise vorhanden sind.

Deswegen ist man auf eine Ersatzkammer angewiesen. Die Vereinfachung besteht darin, daß eine abnehmbare, innen isolierte Metallhaube über das Stabmodell gesetzt wird. Acht Bunsenbrenner im Boden des isolierten Kastens sorgen für eine langsame, kontinuierliche Aufheizung auf  $800^{\circ}\text{C}$  in ca. 6 Stunden. Aufgrund der geringen Wärmeverluste nach außen, stellt sich in der Versuchskammer eine fast konstante Temperatur ein, so daß die Temperaturdifferenz der einzelnen Stäbe untereinander um max.  $20^{\circ}\text{K}$  differieren. Nach Abheben der isolierten Kappe wird das Verhalten des Stabbündelmodells bezüglich der Strahlung in die freie Umgebung untersucht.

Als Modell dienen Stahlrohre, die versetzt auf einer Grundplatte angeordnet sind. Bild (14) zeigt den schematischen Aufbau des Modells. Die Markierungen auf den Umrandungen der Stäbe deuten die Lage der eingebauten Thermoelemente auf den Umfang an. Diese 30 - 40 Thermoelemente beschreiben das Temperatur-Zeit-Verhalten des Stabbündelmodells. Die Buchstaben A, B und C zeigen Stäbe des Modells, die in den weiteren Ausführungen diskutiert werden.

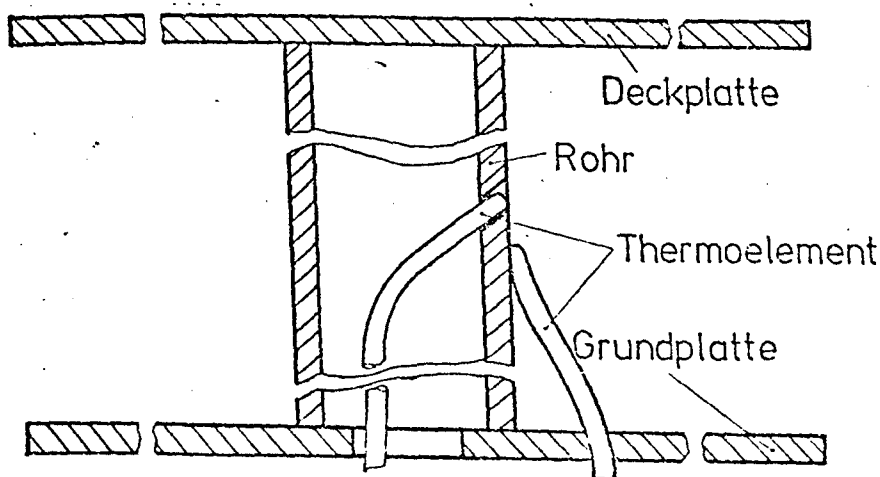


Bild 15: Schematischer Aufbau des Modells  
(Seitenansicht)

Mit Bild (15) wird in der Seitenansicht das Meßverfahren deutlich. Das untersuchte Modell wird durch eine gleich große Grund- und Deckplatte begrenzt. Die Thermoelemente werden von innen nach außen an die Rohroberfläche geführt, um den Meßfehler bezüglich der Strahlung klein zu halten. Für weitgehende Untersuchungen (Genauigkeitsbetrachtungen und Fehlerabschätzung) sind vereinzelt zum Vergleich Thermoelemente an der Oberfläche befestigt worden.

Während des Versuches werden die Temperaturen mit einer Datenerfassungsanlage abgefragt und auf Lochstreifen gespeichert. Die aufbereiteten Streifen werden mit erstelltem Plotterprogramm maschinell gezeichnet.

In Bild (16), (17) und (18) werden gerechnete und gemessene Ergebnisse verglichen.

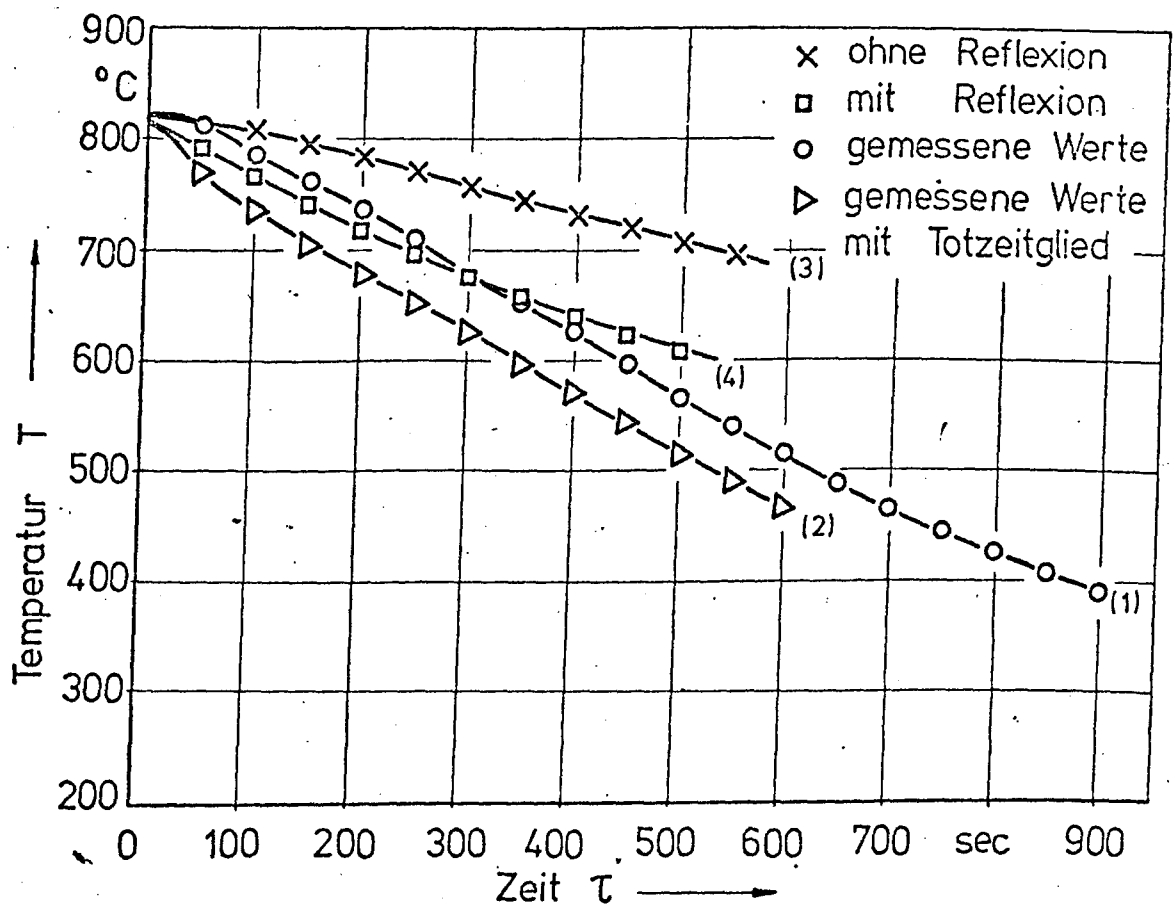


Bild 16: Abkühlungsverhalten des Zentralstabes A nach Bild 14

Bild (16) zeigt den Temperaturverlauf des Zentralstabes A an der Oberfläche bezüglich der Strahlung. Die Kurve (1) stellt die tatsächlich gemessene Temperatur dar. Die Kurve (2) soll eine Abschätzung für den max. auftretenden Meßfehler durch Wärmeleitung andeuten. Die Differenz der Kurven (1) und (2) wird durch ein Totzeitglied erklärt, die aufträte, wenn der Meßkopf an der Innenseite des Rohres angebracht wäre. Die Kurven (3) und (4) stellen gerechnete Verläufe des gleichen Stabes dar. Der Unterschied der beiden Kurven beruht darauf, daß die einfache Reflexion beim Strahlungsaustausch in Kurve (4) mit berücksichtigt wurde.

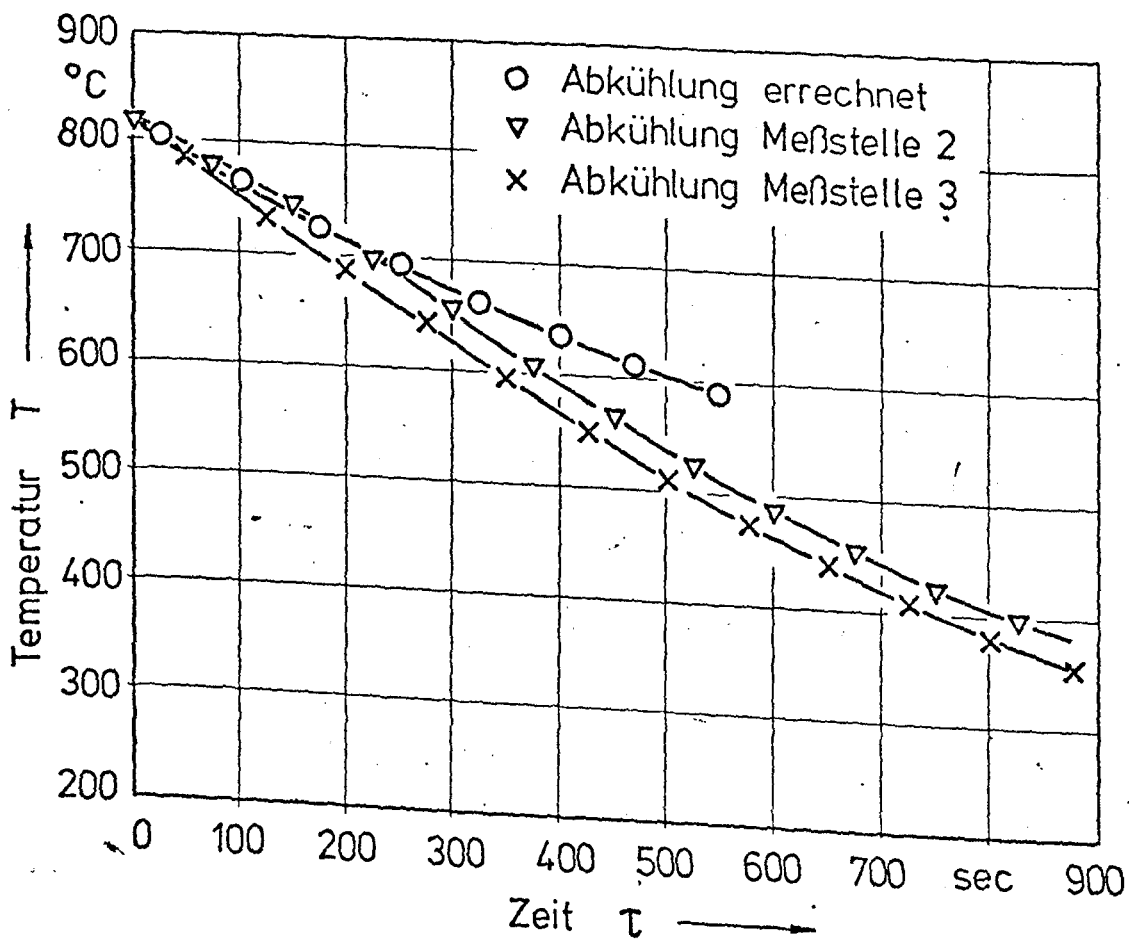


Bild 17: Abkühlungsverhalten des Stabes B nach Bild 14

Bild (17) verdeutlicht das Verhalten des Stabes B, der weiter am Rand des Modells liegt. Die Kurve der Meßstelle 2 und 3 erklären den Unterschied von zwei Thermoelementen, die um  $180^\circ$  versetzt auf den Umfang angebracht wurden. Bei dem gerechneten Verlauf wurde die Reflexion berücksichtigt.

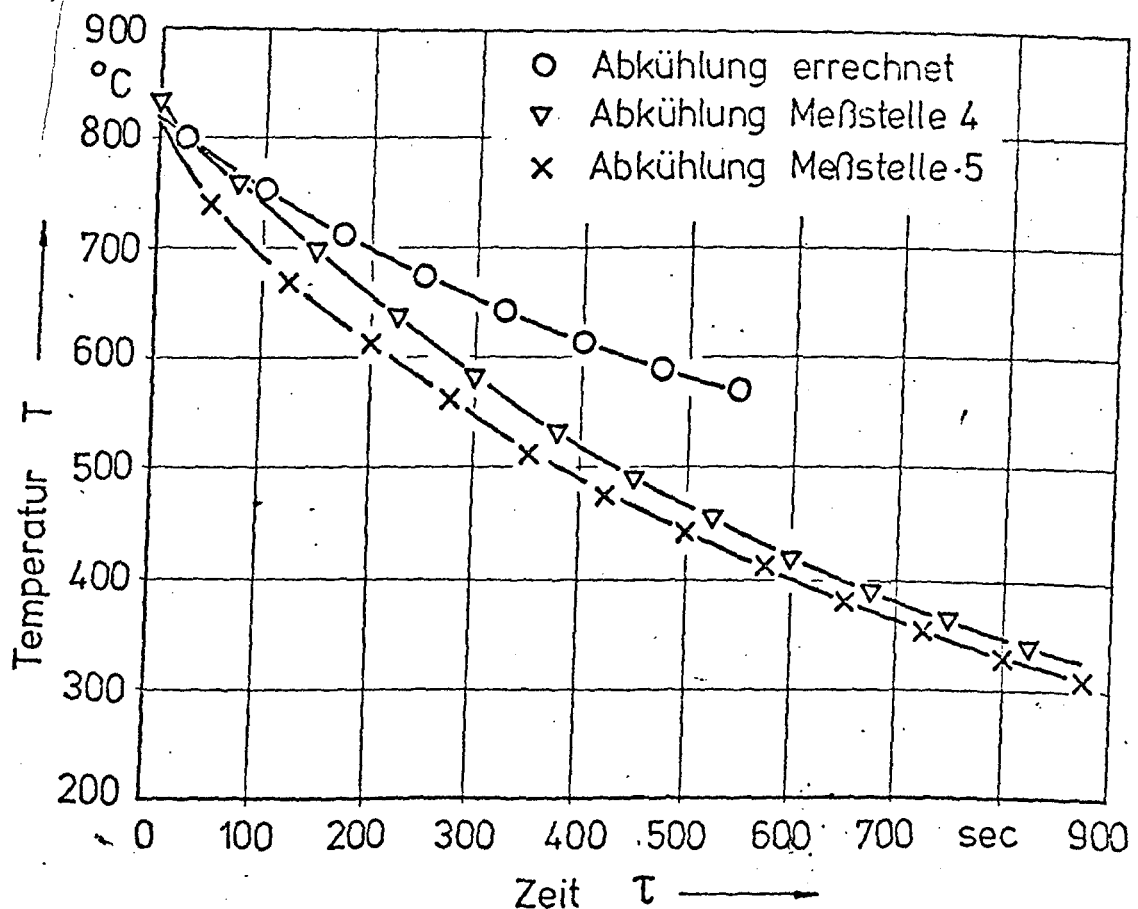


Bild 18: Abkühlungsverhalten des Randstabes C nach Bild 14

Analog Bild (17) ist Bild (18) aufgebaut. Die Meßstellen 4 und 5 sind ebenso um  $180^\circ$  versetzt angeordnet. Hier wird der Stab C, ein Randstab des Modells dargestellt.

Beim Vergleich des Abkühlungsverhaltens der Stäbe A, B und C zeigt sich, je weiter Stäbe am Außenrand des Modells untersucht werden, trennen sich die Verläufe von Rechnung und Messung nach kürzerer Zeit als beim Zentralstab. Hier läßt sich deutlich zeigen,

daß der Einfluß der Konvektion zur Beschreibung notwendig wird.

Um die Allgemeingültigkeit des Rechenverfahrens zu überprüfen, sind Meßreiche über das Temperatur-Zeit-Verhalten mit dem Modell gefahren worden, wo einmal die Durchmesser der Stäbe variiert, zum anderen die Abstände der Stäbe untereinander verändert wurden. Des weiteren wurden diese Versuche mit und ohne Deckplatte über dem Modell durchgeführt, um Einflüsse der Konvektion zu ermitteln. Außen an der Oberfläche der Stäbe angebrachte Thermoelemente beschreiben den Einfluß von Strahlung und Konvektion. Die Auswertungen für diesen Fragenkomplex laufen und erste Ergebnisse werden zur Gutachtersitzung vorgestellt werden können.

Mit der Möglichkeit der Beschreibung eines komplizierten Modells in seinem Strahlungsverhalten können bei Ausweitung der Untersuchungen in einem Versuchsofen unterschiedliche Einflüsse mit eingebaut werden, z.B. die Arten der Wände (Baustoffe) variieren, die Lüftungsverhältnisse (Gebläse) verändern, das Modell in seinem Gesamtverhalten von Strahlung und Konvektion beim Aufheizen und Abkühlen beschreiben. Der nächste Schritt würde zum Krippenmodell führen, also zum Normbrandversuch. Hierüber liegen eine Vielzahl von Messungen vor, die als Vergleichsmaterial dienen (Kostensparnis) und weiterhin würde dadurch rückwirkend eine Hilfe zur Interpretation des Normbrandversuches gegeben.

## 5. Stand der Vorbereitungen für die Holzbündelversuche

Die Vorbereitungen der Holzbündelversuche litten in besonders starkem Maße unter dem Investitionsstop 1975 / 76 , da die Investitionen hauptsächlich für diese Versuche vorgesehen waren.

Es wurde bis zum Zeitpunkt dieses Berichtes die gesamte Anlage mit Meßeinrichtung aufgebaut, so daß in Kürze mit den ersten Versuchen begonnen werden kann.

Im folgenden wird die Versuchseinrichtung beschrieben, um einen kurzen Einblick in die Versuchsmethodik zu geben.

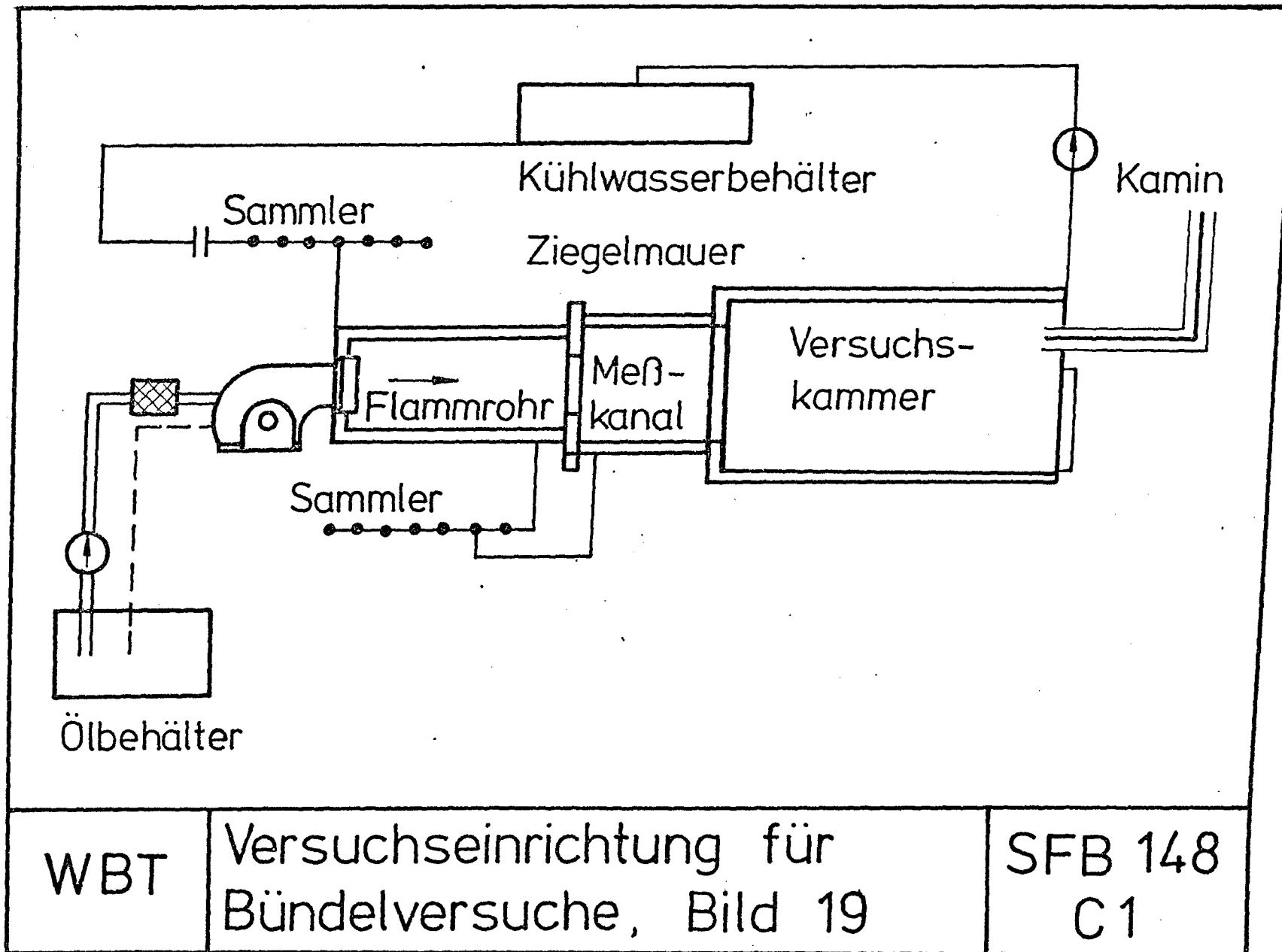
Die Versuchseinrichtung (Bild 19) wird durch einen modulierend arbeitenden Brenner für einen Durchsatz von maximal 160 Kg/h beflammt.

In dem nachgeschalteten Flammrohr soll die Flamme ausbrennen und danach das heiße Rauchgas durch eine Ziegelmauer in den Meßkanal eintreten. Diese dient zur Abschirmung des Modells gegen die leuchtende Flamme. Durch die nachfolgende Versuchskammer, die für spätere Versuche mit größeren Konfigurationen oder Teilen vorgesehen ist, wird das Rauchgas dem Kamin zugeführt.

Die Bündelversuche selbst werden im Meßkanal durchgeführt, an dem sich auch die Meßeinrichtung (Bild 20) befindet. Das mit Thermoelementen (7) bestückte Modell (2) wird nach Einfahren der Anlage auf einen stationären Zustand durch die Tür (9) im Meßkanal eingeschoben und auf der Wägeplattform der Abbrandwaage abgesetzt. Mit den Absaugpyrometern (4) wird vor und hinter dem Modell die Rauchgastemperatur gemessen, während die Abstrahlung vom Modell über die Strahlungspyrometer (3) ermittelt wird. Alle Meßgeräte sind mit der bereits in Kap. 3.2 dargestellten Datenerfassungsanlage verbunden, so daß eine schnelle Aufnahme der Daten und eine zügige Weiterverarbeitung gewährleistet sind.

Durch das Beobachtungsfenster (10) wird mit einer Fernsehkamera das Zünd- und Abbrandgeschehen beobachtet und auf Videorecorder aufgezeichnet.

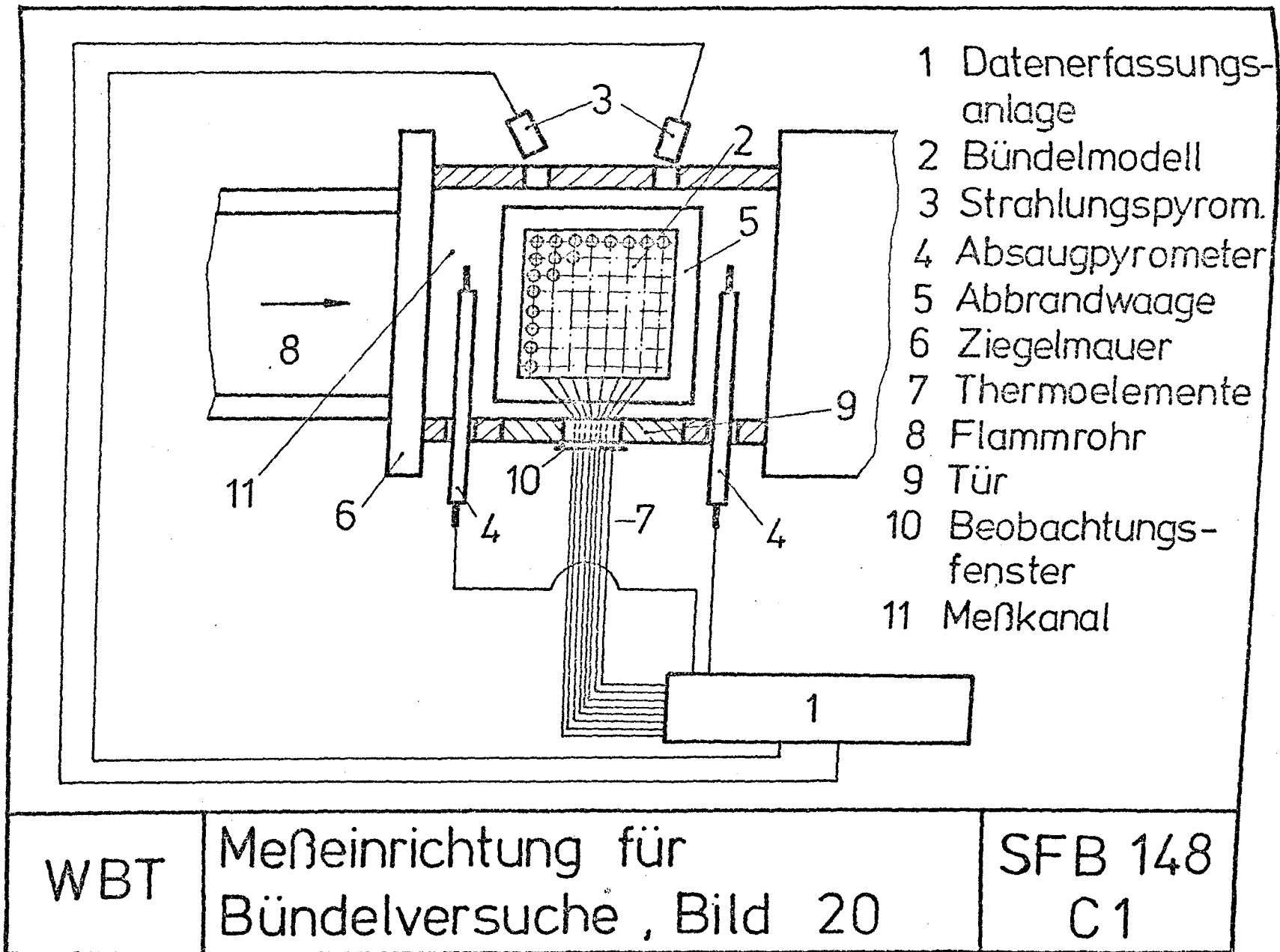
Als Modell wird aus Modellierungsgründen erst einmal ein fluchtendes Modell verwendet, das aus Fichtenholzzyklindern besteht.





Die einzelnen Zylinder sind mit Thermoelementen bestückt, die knapp unter der Oberfläche angebracht sind und nach unten aus dem Modell und dem Kanal herausgeführt werden.

Theoretisch wurden diese Versuche ebenfalls vorbereitet, indem ein mathematisches Modell erstellt wurde, das die dynamischen Vorgänge im Rauchgas und den einzelnen Zylindern während der Aufheizung beschreibt. Allerdings ist es nun im augenblicklichen Zeitpunkt wenig sinnvoll über die Ergebnisse etwas aussagen zu wollen, da Messungen dazu erforderlich sind, um das Geschehen ausreichend beschreiben zu können.



## 6. Zusammenfassung und Ausblick

Das Arbeitsprogramm des Teilprojektes C 1 im SFB 148 ging von der Fragestellung aus, welche Möglichkeiten zu einer mathematisch-physikalischen Modellierung natürlicher Brände bestehen und wie eine genormte Brandprüfung aussehen müßte. So wurden Zielvorstellungen entwickelt, die als Nahziel die Beschreibung des thermischen Verhaltens brennbarer Konfigurationen und der Wechselwirkung ihrer einzelnen Elemente untereinander beinhaltet.

Als Fernziel wird die Erweiterung des dabei entwickelten Modells auf Wechselbeziehungen zwischen Konfiguration und Umgebung angesehen.

Das Untersuchungsprogramm wurde in drei Arbeitsgebiete eingeteilt: Laboruntersuchungen, Strahlungsuntersuchungen und Untersuchungen an Holzkonfigurationen. Dabei sollte mit Holzbündeln aus Fichtenholz begonnen werden.

Im Laborofen wurden Meßfehler- und Temperaturfelduntersuchungen sowie Zündversuche durchgeführt. Die Meßfehleruntersuchungen, die eine Korrekturmöglichkeit für auftretende Fehler schaffen sollten, zeigten Ergebnisse, die vielversprechend, aber noch nicht ausreichend waren. Ähnliches läßt sich von den Temperaturfeld- und Zünduntersuchungen sagen, die jedoch bereits einige sehr wichtige Aufschlüsse für die weitere Versuchsdurchführung ergaben.

Im Bereich der Strahlungsuntersuchungen wurde ein theoretischer Ansatz nach der Monte-Carlo-Methode erstellt, der sich bei den weiteren Untersuchungen bewährt hat. Zur Zeit werden die Ergebnisse experimenteller Untersuchungen mit Stahlrohrbündeln ausgewertet, die die Tendenzen der theoretischen Arbeiten bestätigen.

Die Untersuchungen an Holzbündeln litten wie auch die anderen experimentellen Arbeiten, unter dem Investitionsstop 1975/76 sowie Defekten an den gelieferten Anlagen. Hier stehen die

experimentellen Untersuchungen unmittelbar vor dem Beginn. Ein dafür erarbeitetes mathematisches Modell kann erst nach einigen Versuchen auf seine Brauchbarkeit und die erforderlichen Erweiterungen hin untersucht werden.

Abschließend ist zu sagen, daß von allen erwähnten Arbeiten nur Zwischenergebnisse präsentiert werden konnten, da die Untersuchungen noch nicht abgeschlossen sind.

L I T E R A T U R V E R Z E I C H N I S

- 1) DIN 4102                      Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen  
                                    (Ausgabe Februar 1970)
- 2) Knublauch, E                Über Ausführung und Aussagefähigkeit  
                                    des Normbrandversuchs nach DIN 4102,  
                                    Blatt 2 im Hinblick auf die Nachbildung  
                                    natürlicher Schadensfeuer  
                                    BAM - Bericht Nr.16, Berlin 1972
- 3) Harmathy, T.Z.              Commensureability problems in fire  
                                    endurance testing:  
                                    Fire Study No.31 of the Division of  
                                    Building Research, Ottawa 1973
- 4) Ehm , H.                    Tendenzen im baulichen Brandschutz aus  
                                    " Bauen heißt experimentieren "  
                                    Köln 1972
- 5) Kawagoe, K.                Fire Behaviour in Rooms  
                                    Report of the Building Research Institute  
                                    No. 27 , Japan 1958
- 6) Gross, D.                    Experiments on the Burning of Cross Piles  
                                    of Wood  
                                    Journal of Research of the NBS  
                                    Vol. 66 C, No.2 , 1962
- 7) Thomas,P.H.                Über neuere Untersuchungen von Bränden  
                                    an Modellen  
                                    VDFB - Zeitschrift 10 (1961) S.146 / 154
- 8) Fons, W.L.  
    Clemens, H.B.  
    George, P.M.                Scale Effects on Propagation Rate of  
                                    Laboratory Crib Fires  
                                    9 th Symposium (int) on Combustion  
                                    New York / London 1963, S. 860 / 866

- 9) Knublauch, E.  
Über das Brandgeschehen vor  
der Fassade eines brennenden  
Gebäudes  
BAM - Fachgruppe 2.4 : Bauten-  
schutz  
Berlin 1972
- 10) Seekamp, H.  
Becker, W.  
"Modelluntersuchungen"  
Forschungsbericht Nr.5 , Arbeits-  
gemeinschaft Feuerschutz (AGF)  
Karlsruhe 1966
- 11) Ehm, H.  
Arnault, P.  
"Untersuchungen mit natürlichen  
Bränden im kleinen Versuchshaus  
in Metz"  
(vorläufige Fassung)  
Europäische Konvention der Stahl-  
bauverbände  
Oktober 1969
- 12) Topf, P.  
Untersuchung über die thermische  
Zersetzung von Holz in oxidierender  
Atmosphäre bei Temperaturen bis  
180 °C . Ein Beitrag zur Selbst-  
entzündung von Holz  
Dissertation TU München 1970  
Reaktionskinetik des Masseverlustes  
bei Wärmebehandlung von Holz,  
Holz als Roh- und Werkstoff  
31 (1973) 8, S.307 / 312
- 13) Rusche, H.  
Einfluß einer Wärmebehandlung  
auf das Lignin in Fichtenholz,  
Holz als Roh- und Werkstoff,  
28 (1970) 7, S.254 / 263
- 14) Fengel, D.  
Przyklenk, M.

- 15) Stamm, A.J. Thermal Degradation of Wood and Cellulose:  
Industrial and Engineering Chemistry  
Vol. 48 (1956) No.3, S.413 / 417
- 16) Mitchel, R.L.  
Seborg, R. M.  
Millett, M.A. Effects of Heat on the Properties and  
chemical composition of Douglas-Fir  
Wood and its Major Components,  
J.Forest Prod. Res. Soc. 3(1953),S.38/42
- 17) Eickner, H.W. Basic Research on the Pyrolysis and Com-  
bustion of Wood,  
Forest Products Journal 12 (1962) 4,  
S.194 /199
- 18) Bowes,P.C. .  
Thomas, P.H. Ignition and Extinction Phenomena  
Accompanying Oxygen-Dependent Self-Heating  
of Porous Bodies,  
Combustion and Flame 10 (1966),  
S.221 / 230
- 19) John, R. Untersuchung der Selbstentzündung selbst-  
entzündlicher Stoffe, insbesondere von  
Holz ,  
Forschungsbericht Nr.24, Arbeitsgemein-  
schaft Feuerschutz (AGF), Karlsruhe 1972
- 20) Patzak, W. Zur Theorie des Brandgeschehens von Holz,  
VDI - Forschungsheft 552 ,  
Düsseldorf 1972
- 21) Fons, W.L. Heating and Ignition of Small Wood Cylin-  
ders,  
Industrial and Engineering Chemistry,  
42(1950) 10, S. 2130 /2133
- 22) Hottel, H.C. Radiant Heat Transmission Between Surfaces  
Separated by Non-Absorbing Media ,  
Trans. Amer. Mech. Engrs.53(1931), S.265/273
- 23) Eckert, E. Technische Strahlungsaustauschrechnungen ,  
Berlin 1937

- 24) VDI-Wärmeatlas, 2.Auflage  
1974
- 25) Profos, P. Handbuch der Industriellen  
Meßtechnik, Essen 1974



Sonderforschungsbereich 148

- Brandverhalten von Bauteilen -

Teilprojekt C 2 - Instationäre Wärmeleitung unter Berücksichtigung von Wärmesenken und -quellen in Betonen unter Brandeinwirkung, unter besonderer Berücksichtigung der Entsäuerung von Kalksteinzuschlag -

beteiligte Wissenschaftler: Prof. Dr.-Ing. Jeschar  
Dipl.-Ing. Gardeik

Arbeitsbericht für den Zeitraum 1975 - 1977

Bezug: Förderungsantrag 1974, S. 120 - 134  
1977, S. 173 - 190

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung und Zielsetzung . . . . .	C 2 - 3
2. Stand des Wissens . . . . .	C 2 - 6
3. Entsäuerung einer Einzelkugel . . . . .	C 2 - 10
3.1 Mathematische Formulierung . . . . .	C 2 - 10
3.1.1 Abgrenzungen und Voraussetzungen . . . . .	C 2 - 10
3.1.2 Die Differentialgleichungen und ihre Randbedingungen . . . . .	C 2 - 11
3.1.3 Eine analytische Lösung für einen Spezialfall . . . . .	C 2 - 15
3.2 Entsäuerung einer Korngrößenverteilung aus Kalkstein . . . . .	C 2 - 25
3.3 Dehydratisierung der Zementsteinphase . . . . .	C 2 - 27
4. Berechnung der Erwärmung von Beton bei Wärmesenken . . . . .	C 2 - 29
4.1 Die Differentialgleichung und ihre Randbedingungen . . . . .	C 2 - 29
4.2 Ergebnisse der Berechnungen . . . . .	C 2 - 37

	Seite
5. Experimentelle Untersuchungen . . . . .	C 2 - 39
5.1 Abgrenzungen und Voraussetzungen	C 2 - 39
5.2 Versuchsbeschreibung . . . . .	C 2 - 42
5.3 Versuchsergebnisse . . . . .	C 2 - 46
6. Zusammenfassung . . . . .	C 2 - 52
7. Formelzeichen . . . . .	C 2 - 54
8. Schrifttumsverzeichnis . . . . .	C 2 - 57
9. Bilder . . . . .	C 2 - 60

## 1. Einleitung und Zielsetzung

Betonbauteile sind im Gegensatz zu Holz- und vielen Kunststoffbauteilen nicht brennbar, jedoch treten im Brandfall bei höheren Temperaturen chemische Reaktionen auf, die das Festigkeitsverhalten der Bauteile beeinflussen können. Daher ist eine genaue Kenntnis der Vorgänge in den Bauteilen unter Brandbelastung unerlässlich.

Derartige Untersuchungen sind nicht nur im Hinblick auf das Festigkeitsverhalten während eines Brandes wesentlich, sondern auch für die Entscheidung, ob Bauteile nach einer Brandbelastung noch den für sie benötigten Sicherheitsanforderungen entsprechen oder gegebenenfalls ausgetauscht werden müssen.

Da Brandversuche an Bauteilen aufwendig und teuer sind, wird in zunehmendem Maße angestrebt, stattdessen derartige Vorgänge theoretisch zu erfassen.

Bei der Herstellung von Betonen wird augenblicklich noch häufig Kies als Zuschlagstoff verwendet, jedoch geht der Trend in den letzten Jahren dazu über, Kalkstein als Zuschlagstoff anstelle von Kies einzusetzen.

Da Kalkstein jedoch bei höheren Temperaturen unter Freisetzung von Kohlendioxid zu Calciumoxid zerfällt, muß zur Berechnung der Betonerwärmung der veränderte Wärmefluß durch die als Wärmesenke wirkende Reaktionsenthalpie berücksichtigt werden.

Berechnungsmethoden für die instationäre Erwärmung sind grundsätzlich bekannt, sofern es sich ausschließlich um Probleme der Wärmeleitung handelt. Diese Rechenverfahren sind jedoch bei Brandeinwirkung auf Betonbauteile nur begrenzt anwendbar, da bei den auftretenden Temperaturen die schon erwähnten chemischen Reaktionen einsetzen. Diese zumeist endothermen Reaktionen in der Bindemittelmatrix und auch im Zuschlagstoff, wie z.B. die Kalksteinentsäuerung ab 600 °C bei Kalksteinzusatz oder die Zersetzung von Flint sowie die Dehydratisierung der Zementsteinphase im Temperaturbereich ab 250 °C bewirken eine Überlagerung der Wärmeleitung durch Wärme- und Stoffquellen und -senken, so daß aufgrund der Nichtlinearität des Problems bei Berücksichtigung dieser Einflüsse eine analytische Lösung nicht mehr möglich ist.

Daher ist ein numerisches Lösungsverfahren anzustreben. Hierbei ist darauf zu achten, daß die zu entwickelnden Rechenverfahren den Realfall möglichst exakt wiedergeben,

jedoch nicht zu komplizierten Verfahren ausufern, die ähnlich aufwendig sind wie experimentelle Arbeiten.

Der heutige Stand der Computertechnik verleitet dazu, komplizierte mathematische Modelle zu entwickeln. Zahlreiche Untersuchungen haben aber gezeigt, daß vereinfachte Verfahren im Vergleich zu den umfangreicheren für den in der Praxis vorkommenden Bereich häufig nur geringfügigen Abweichungen aufweisen bzw. diese Abweichung mit Hilfe einer einfachen Funktion beschrieben werden kann. Es ist daher zweckmäßig, von einem möglichst einfachen Modell auszugehen und schrittweise jeweils die einzelnen Einflußgrößen hinzuzunehmen, so daß deren Einzeleinfluß unabhängig von den übrigen Größen aufgezeigt werden kann.

Auf der anderen Seite müssen, da Differentialgleichungen und ihre Randbedingungen lediglich physikalische Vorgänge mathematisch beschreiben, parallel zu den theoretischen Untersuchungen experimentell die getroffenen Annahmen und Vereinbarungen auf ihre sachliche Richtigkeit und Zulässigkeit geprüft werden.

Innerhalb des zurückliegenden Berichtszeitraumes hat es sich nachteilig ausgewirkt, daß Sachmittel gekürzt oder verspätet bewilligt worden sind, so daß die experimen-

telle Planung weit hinter der theoretischen zurückblieb und naturgemäß der Fortgang der Arbeiten stärker als notwendig behindert worden ist.

## 2. Stand des Wissens

Das Forschungsvorhaben des Instituts für Wärmetechnik und Industrieofenbau zur Kalkentsäuerung in Bauteilen ist ein Teilprojekt des Sonderforschungsbereiches (SFB) 148 der Deutschen Forschungsgemeinschaft. Im Rahmen anderer Teiluntersuchungen werden auch für das hier vorliegende Projekt Ergebnisse bereitgestellt, die den vorhandenen Wissensstand erweitern. Dazu gehören möglichst genaue und umfangreiche Daten über die Stoffwerte, von denen erst zum Teil bekannte und gesicherte Werte vorliegen, die zur Berechnung unerlässlich sind.

Meßergebnisse für die Wärmeleitfähigkeit von Betonen bei verhältnismäßig niedrigen Temperaturen (0 bis 200 °C) liegen in großer Zahl vor und sind in einschlägigen Fachbüchern, z.B. [1], in Abhängigkeit von der Art des Bindemittels, Zuschlagstoff, Wassergehalt, Porenvolumen, Temperatur usw. dargestellt worden. Diese Meßergebnisse dienen jedoch primär der Abschätzung des Wärmedämm-

verhaltens eines Bauteiles bei veränderlichen Außentemperaturen. Bei höheren Temperaturen, wie sie bei Brandeinwirkung auftreten, sind einige empirische Untersuchungen zur Wärmeleitfähigkeit von Betonen gemacht worden [2 - 4]; diese Ergebnisse beziehen sich jedoch vornehmlich auf bereits als feuerfest bezeichnete Betone, die eine wesentlich andere Zusammensetzung besitzen als der im Bau verwendete Portland-Zement-Beton. Eine andere Untersuchung [5] verglich gemessene und nach Differenzenverfahren berechnete Aufheizkurven bei Brandbelastung und erreicht durch Variation der Wärmeleitfähigkeit als empirische Funktion der Temperaturen eine Übereinstimmung der gemessenen und der berechneten Ergebnisse. Diese indirekte Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit liefert zwar Anhaltswerte für die überschlägige Aufheizberechnung, berücksichtigt jedoch nicht die auftretenden chemischen Reaktionen. Es ist demnach möglich, daß die beobachtete Abnahme der Wärmeleitfähigkeit mit zunehmender Temperatur zurückzuführen ist auf das Vorhandensein von Wärmesenken infolge endothermer chemischer Reaktion. Diese Vermutung wird unterstützt durch die stärker ausgeprägte Abnahme der Wärmeleitfähigkeit bei Muschelkalkzuschlag gegenüber anderen Zuschlagstoffen mit geringerer Reaktionsenthalpie. Die Entwässerung und Dehydratisierung, ebenfalls ein Verbraucher fühlbarer Wärme, tritt bei niedrigen Temperaturen auf.



Über die Porengröße und -verteilung, besonders für die Diffusionsberechnung beim Stofftransport eine wichtige Größe, [liegen Untersuchungsergebnisse vor [6], dortselbst auch weitere Hinweise.

Von großer Bedeutung für die Berechnung des Aufheizverhaltens von Beton bei höheren Temperaturen bei Wärmesenken ist die Kenntnis der Reaktionsenthalpie, der Reaktionskinetik und des chemischen Gleichgewichtszustandes der einzelnen vorkommenden Reaktionen. Für Kalkzuschlag sind diese Daten hinreichend bekannt [7, 8]. Für das physikalisch gebundene als auch das chemisch gebundene Wasser im Zementstein liegen jedoch bislang nur wenige Untersuchungsergebnisse vor. Dieser Aspekt ist deshalb auch ein Untersuchungsgegenstand im Projektbereich B des SFB 148. Erste Ergebnisse liegen bereits vor [9].

Dichte und spezifische Wärme von Beton hängen von Art und Sieblinie des Zuschlagstoffes, Zementgehalt, Wassergehalt und Porosität ab. Diese Werte sind gesichert und in einschlägigen Fachbüchern, z.B. [1] nachzulesen.

Eine sehr interessante Arbeit [10] beschreibt simultanen Wärme- und Stofftransport in porösen Medien, Berechnungsmethode und experimentelle Ergebnisse. Die Untersuchung bezieht sich auf die Trocknung von Ziegelsteinen. Dieser

Vorgang ist nur bedingt mit dem Brandverhalten von Beton zu vergleichen, zumal bei hohen Temperaturen der Wärmeübergang mittels Strahlung überwiegt, ferner ist die Entwässerung von Kapillarwasser nicht vergleichbar mit den chemischen Dehydratisierungs- bzw. Zersetzungsreaktionen, die auch heterogen, das heißt in Einzelstücken des heterogenen Betongebildes stattfinden. Dennoch ist diese Arbeit für die Fortführung der theoretischen Berechnungen eine wichtige Grundlage.

Andere, zur Erweiterung des Fachwissens in benachbarten Bereichen dienende Arbeiten seien genannt [11 - 13]. Insbesondere sind die bisherigen Berichte des SFB 148 zu beachten, zwecks sinnvoller Ergänzung und Koordination der Arbeiten in den verschiedenen Teilprojekten. Dort enthalten sind zahlreiche Literaturhinweise zu physikalischen Eigenschaften, Berechnungsmethoden usw.

### 3.        Entsäuerung einer Einzelkugel

#### 3.1        Mathematische Formulierung

##### 3.1.1    Abgrenzungen und Voraussetzungen

Die Berechnung des Verhaltens von Bauteilen führt zu komplexen Modellen. Es ist daher sinnvoll, zunächst das Entsäuerungsverhalten eines einzelnen Kalksteinpartikels zu betrachten. Aus den Ergebnissen dieser Untersuchungen können bereits erste Schlußfolgerungen auf das Globalverhalten von in Zementstein eingebetteten Kalkpartikeln während Brandbelastung gezogen werden. Die Handhabung eines derartigen Modells für einen einzelnen Partikel ist jedoch wesentlich einfacher, so daß gerade für überschlägige Berechnung ein Einzelmodell vorzuziehen ist. In Bild 1 ist das Grundprinzip der angestrebten Modelle dargestellt worden.

Für die Berechnungen sollen folgende vereinfachende Annahmen getroffen werden:

1. Die Entsäuerung der Kalkkugel soll in einer freien Umgebung stattfinden.
2. Der Kalkstein ist dicht und gasundurchlässig.  
Erst nach der Entsäuerung ist eine Gasdiffusion in der ausgebrannten CaO-Schicht möglich.

3. Die Reaktionsfront soll radial symmetrisch vorschreiten.
4. Die Temperatur- und Partialdruckprofile im Feststoff sind quasistationär, d.h. die Speicherung von Wärme und Stoff wird vernachlässigt.
5. Die Stoffwerte sind temperaturunabhängig.

Bild 2 stellt das angestrebte Reaktionsmodell schematisch dar. Die Reaktion läuft von der Kugeloberfläche her radialsymmetrisch ab. Die Reaktionsfront ist zur Zeit  $t$  an der Stelle  $r_\delta$ . Die Kugelschale der Dicke  $r_0 - r_\delta$  ist somit bereits vollständig entsäuert zu  $\text{CaO}$ , während das Material innerhalb der Kugel mit Radius  $r_\delta$  noch aus unreaktiertem Kalkstein besteht.

### 3.1.2 Die Differentialgleichungen und ihre Randbedingungen

Die instationäre Wärmeleitung in der Kugel wird durch die Fourier'sche Differentialgleichung beschrieben

$$c_{pi} \rho_i \frac{\partial T_i}{\partial t} = - \operatorname{div} (-\lambda_i \operatorname{grad} T_i) \quad (1)$$

Die allgemeine Form in Kugelkoordinaten bei radial-symmetrischen Problemen lautet dann

$$c_{pi} \rho_i \frac{\partial T_i}{\partial t} = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} (r^2 \lambda_i \frac{\partial T_i}{\partial r}) \quad (2)$$

und unter der Voraussetzung konstanter Stoffwerte

$$\frac{\partial T_i}{\partial t} = \frac{\lambda}{c_p \rho} \left[ \frac{\partial^2 T_i}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial T_i}{\partial r} \right] = a \left[ \frac{\partial^2 T_i}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial T_i}{\partial r} \right] \quad (3)$$

Für den Fall der stationären Wärmeleitung gilt

$$a \left[ \frac{\partial^2 T_i}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial T_i}{\partial r} \right] = 0 \quad (4)$$

im quasistationären Fall

$$a \left[ \frac{\partial^2 T_i}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial T_i}{\partial r} \right] = \text{const} \quad (5)$$

mit den Indices

$$i = 1 \quad \text{für} \quad r_g \leq r \leq r_o$$

$$i = 2 \quad \text{für} \quad 0 \leq r \leq r_g$$

Hierbei sind

$c_p$  die spezifische Wärmekapazität,

$\rho$  die Dichte der Kugel,

$\lambda$  der Wärmeleitkoeffizient

$a$  der Temperaturleitkoeffizient,

$T$  die absolute Temperatur am Ort  $r$  und zur Zeit  $t$ ,

$r_0$  der ursprüngliche Radius der Kugel,

$r_\delta$  die Lage der Reaktionsfront zur Zeit  $t$ .

Zur Aufrechterhaltung der chemischen Reaktion muß Wärmeenergie von außen zur Reaktionsfront transportiert werden. Für den Wärmeübergang an der Kugeloberfläche gilt die Beziehung

$$\alpha(T_0 - T_u) + \epsilon \sigma (T_0^4 - T_u^4) = -\lambda_1 \left. \frac{\partial T_1}{\partial r} \right|_{r=r_0} \quad (6)$$

Die Bilanzgleichung als Randbedingung an der Reaktionsfront lautet:

$$-\lambda_1 \left. \frac{\partial T_1}{\partial r} \right|_{r=r_\delta} = -\lambda_2 \left. \frac{\partial T_2}{\partial r} \right|_{r=r_\delta} - \Delta h \rho \frac{ds}{dt} \quad (7a)$$

oder

$$-\lambda_1 \left. \frac{\partial T_1}{\partial r} \right|_{r=r_\delta} = -\lambda_2 \left. \frac{\partial T_2}{\partial r} \right|_{r=r_\delta} + \Delta h \rho \frac{dr_\delta}{dt} \quad (7b)$$

Die Randbedingung im Mittelpunkt der Kugel

$$\left. \frac{\partial T_2}{\partial r} \right|_{r=0} = 0 \quad (8)$$

drückt das radialsymmetrische Aufheiz- und Reaktionsverhalten aus.

In den vorangehenden Gleichungen bedeuten

- $\alpha$  der Wärmeübergangskoeffizient,
- $\epsilon$  das Strahlungsaustauschverhältnis zwischen Kugeloberfläche und Umgebung,
- $\sigma$  der Strahlungskoeffizient des schwarzen Körpers  
 $(\sigma = 4,879 \cdot 10^{-8} \text{ kcal/m}^2 \text{ h K}^4$   
 $= 5,674 \cdot 10^{-8} \text{ J/m}^2 \text{ sec K}^4) ,$
- $T_u$  die Umgebungstemperatur in Kelvin
- $T_o$  die Oberflächentemperatur der Kugel in Kelvin
- $\Delta h$  die spezifische Reaktionsenthalpie,
- $s$  die bis zur Zeit  $t$  ausreagierte Schichtdicke,
- $r_g$  die Ortskoordinate der Reaktionsfront .

Sämtliche Wärmeströme fließen entgegengesetzt zur Richtung des Temperaturgradienten sowie entgegengesetzt zur Koordinatenzählrichtung, so daß ihre Vorzeichen negativ zu nehmen sind. Der besseren Anschauung halber ist es jedoch sinnvoller, in den Rechnungen jeweils die Absolutbeträge der Wärmestromdichten einzusetzen.

### 3.1.3 Eine analytische Lösung für einen Spezialfall

Vernachlässigt man hingegen die Wärmespeicherung im Feststoff, reduziert sich das Problem auf die Bilanzgleichungen

$$\dot{Q} = \alpha(T_u - T_0) F \quad (9)$$

$$\dot{Q} = -\lambda_1 \left. \frac{\partial T_1}{\partial r} \right|_r \cdot F(r) \quad (10)$$

$$\dot{Q} = \Delta h \cdot \dot{m} \quad (11)$$

$F(r)$  ist die jeweilige Fläche der Kugelschale beim Radius  $r$ ,  $\dot{m}$  der Massenstrom des entstehenden  $\text{CO}_2$ .

Setzt man für den chemischen Umsatz an der Reaktionsfront eine Reaktion erster Ordnung voraus, gilt

$$\dot{m} = \frac{k}{R T} (p_\delta - p_{gl}) \cdot F(r_\delta) \quad (12)$$

mit

$k$  dem Geschwindigkeitskoeffizienten der Reaktion

$R$  der Gaskonstante

$p_\delta$  dem  $\text{CO}_2$ -Partialdruck an der Reaktionsfront,



$p_{g1}$  dem Gleichgewichtspartialdruck des  $\text{CO}_2$  entsprechend der an der Reaktionsfront herrschenden Temperatur  $T_{g1} = T_\delta$  sowie  $F(r_\delta)$  der Fläche der Kugelschale beim Radius  $r_\delta$ .

Für den Transport des Gases von der Reaktionsfront durch die ausreagierte Schale nach außen gilt

$$\dot{m} = - \frac{D^p}{R \cdot T} \frac{\partial p}{\partial r} \Big|_r \cdot F(r) \quad (13)$$

$D^p$  ist hierin der Porendiffusionskoeffizient.

Für den Stofftransport des Gases von der Kugeloberfläche  $F_0$  an die Umgebung kann geschrieben werden

$$\dot{m} = \frac{\beta}{R \cdot T} (p_u - p_o) F_0 \quad (14)$$

mit  $\beta$  dem Stoffübergangskoeffizienten.

Der Entsäuerungs Vorgang wird sowohl vom Wärme- als auch vom Stofftransport gesteuert, wobei diese beiden Teilvorgänge über die Gleichgewichtsbedingung an der Reaktionsfront gekoppelt sind. Unter der Voraussetzung temperaturunabhängiger Stoffwerte und unter Vernachlässigung der Speicherglieder gilt für die Partialdruck- und Temperaturverteilung

$$\frac{p - p_{\delta}}{p_0 - p_{\delta}} = \frac{\frac{1}{r_{\delta}} - \frac{1}{r}}{\frac{1}{r_{\delta}} - \frac{1}{r_0}} \quad (15)$$

$$\frac{T - T_{\delta}}{T_0 - T_{\delta}} = \frac{\frac{1}{r_{\delta}} - \frac{1}{r}}{\frac{1}{r_{\delta}} - \frac{1}{r_0}} \quad (16)$$

mit den Randbedingungen an der äußeren Oberfläche

$$\left. \frac{\partial p}{\partial r} \right|_0 = - \frac{B}{Dp} (p_0 - p_u) \quad (17)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_0 = - \frac{\alpha}{\lambda} (T_u - T_0) \quad (18)$$

und den entsprechenden Randbedingungen an der Reaktionsfront

$$\left. \frac{\partial p}{\partial r} \right|_{\delta} = - \frac{k}{Dp} (p_{gl} - p_{\delta}) \quad (19)$$

$$T_{\delta} = T_{gl} \quad (20)$$

Die Wanderungsgeschwindigkeit der Reaktionsfront ergibt sich aus der Bedingung, daß die von der Reaktionsfront wegdiffundierte  $CO_2$ -Menge einer entsprechend großen

abgebrannten Kalksteinmenge proportional sein muß.

$$\frac{dr_g}{dt} = - \frac{k}{K_o R T} (p_{gl} - p_g) \quad (21)$$

$$\frac{dr_d}{dt} = - \frac{\lambda}{\Delta h K_o} \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_s \quad (22)$$

$K_o$  ist die Volumenkonzentration des abzubauenen  $CO_2$  im Kalkstein.

Die Integration dieser Gleichungen liefert Beziehungen für den Reaktionsablauf als Funktion der Zeit. Es ist sinnvoll, den Abbaugrad  $A$  einzuführen, der das Verhältnis der bereits abgebauten Masse  $m = m_o - m(r_d)$  zu der ursprünglich vorhandenen Masse  $m_o$  wiedergibt.

$$\begin{aligned} A &= \frac{m}{m_o} = \frac{m_o - m(r_d)}{m_o} \\ &= 1 - \frac{m(r_d)}{m_o} = 1 - \left( \frac{r_d}{r_o} \right)^3 \end{aligned} \quad (23)$$

Die zeitliche Änderung des Abbaugrades beträgt

$$\frac{dA}{dt} = 3 \frac{p_{gl} - p_u}{K_o R T} \frac{1}{\frac{r_o}{\beta} + \frac{r_o^2}{D^p} [(1-A)^{-1/3} - 1] + \frac{r_o}{k} (1-A)^{-2/3}} \quad (24)$$

$$\frac{dA}{dt} = 3 \frac{T_u - T_{gl}}{K_o \Delta h} \frac{1}{\frac{r_o}{\alpha} + \frac{r_o^2}{\lambda} [(1-A)^{-1/3} - 1]} \quad (25)$$

Die beiden Gleichungen bestätigen die Beobachtung, daß die Abbaureaktion umso schneller abläuft, je geringer der Korndurchmesser ist, da die spezifische Oberfläche für Volumen oder Masse mit fallender Korngröße umgekehrt proportional ansteigt.

Durch Gleichsetzen der Gleichungen (24) und (25) erhält man den formelmäßigen Zusammenhang zwischen

$$\frac{\Delta h(p_{gl} - p_u)}{RT(T_u - T_{gl})} = \frac{\frac{r_o}{\beta} + \frac{r_o^2}{D^p} [(1-A)^{-1/3} - 1] + \frac{r_o}{k} (1-A)^{-2/3}}{\frac{r_o}{\alpha} + \frac{r_o^2}{\lambda} [(1-A)^{-1/3} - 1]} \quad (26)$$

Gleichung (26) gibt den Zusammenhang zwischen dem Gleichgewichtspartialdruck  $p_{gl}$  des Kohlendioxids in Abhängigkeit von der Temperatur wieder. In Bild 3 ist dieser Zusammenhang graphisch aufgetragen worden. Es ist deutlich erkennbar, daß unterhalb von 600 °C die Reaktion unbedeutend ist und bei vielen Untersuchungen in diesem Bereich vernachlässigt werden darf.

Für den Spezialfall  $\beta \rightarrow \infty$ ,  $k \rightarrow \infty$  und  $\alpha \rightarrow \infty$  bleiben die Gleichgewichtstemperatur und der Gleichgewichtsdruck während des Reaktionsablaufs konstant.

$$\frac{\Delta h(p_{g1}-p_u)}{RT(T_u-T_{g1})} = \frac{\lambda}{Dp} \quad (27)$$

Es sei bereits hier darauf hingewiesen, daß für  $\beta \neq \infty$ ,  $k \neq \infty$  und  $\alpha \neq \infty$  die Werte  $p_{g1}$  und  $T_{g1}$  für hinreichend kleine Intervalle näherungsweise abgeschätzt werden können, so daß die so ermittelten Werte Grundlagen für eine Iterationsrechnung sein können.

Unter der Voraussetzung, daß sich diese Koeffizienten für ein sehr kleines Intervall  $\Delta t$  nur unwesentlich ändern, ist für diese Intervalle eine näherungsweise Integration der Gleichungen (24) und (25) möglich, so daß man mit Hilfe dieser schrittweisen Integration den zeitlichen Verlauf des Abbaugrades ermitteln kann.

Für den Zusammenhang zwischen der Zeit und dem Abbaugrad gilt unter diesen Voraussetzungen:

$$t = \frac{K_o RT}{p_{g1}-p_u} \left\{ \frac{r_o}{k} [1-(1-A)^{1/3}] + \frac{r_o^2}{Dp} \left( \frac{1}{2} [1-(1-A)^{2/3}] - \frac{1}{3} A \right) + \frac{1}{3} \frac{r_o}{\beta} A \right\} \quad (28)$$

Für kleine Partialdrücke ist diese Näherung mit einem Fehler  $< 5 \%$  behaftet, bei großen Drücken kann der Fehler sich bis auf  $45 \%$  belaufen. Bei der Entsäuerung von Kalkstein in Betonbauteilen sind die Drücke nie höher als  $1 - 1,5$  bar, so daß hierfür die Näherung brauchbar ist.

Eine genaueres, aber aufwendigeres Rechenverfahren läßt sich aus den Gleichungen (25) und (26) ableiten. Gleichung (26) lautet nach  $p_{gl}$  aufgelöst

$$p_{gl} = C (T_u - T_{gl}) + p_u \quad (27)$$

$$C = \frac{R T}{4h} \frac{\frac{r_0}{B} + \frac{r_0^2}{DP} \left[ (1-A)^{-1/3} - 1 \right] + \frac{r_0}{k} (1-A)^{2/3}}{\frac{r_0}{\alpha} + \frac{r_0^2}{\lambda} \left[ (1-A)^{-1/3} - 1 \right]} \quad (28)$$

Der Faktor  $C$  ist eine Funktion des Abbaugrades  $A$ , so daß das System mathematisch unterbestimmt ist.

R. Vosteen [8] leitet aus thermodynamischen Beziehungen eine weitere Beziehung für den Zusammenhang zwischen Gleichgewichtspartialdruck und -temperatur her

$$\log_{10} p_{gl} = \frac{8547}{T_{gl}} + 7,260 \quad (29)$$

Da es sich um eine empirische Funktion handelt, sind die Einheiten der Gleichungen vorgegeben, und zwar für den Druck  $p_{g1}$  ata und die Temperatur  $T_{g1}$  K .

Durch Einsetzen von Gleichung (28) in (29) läßt sich  $p_{g1}$  eliminieren, so daß die Gleichgewichtstemperatur angegeben werden kann. Da C ein recht komplizierter Ausdruck ist, die Stoffwerte für Kalk jedoch in einem engen Bereich liegen, bietet sich zusätzlich eine graphische Lösung an.

Trägt man Gleichung (28) und Gleichung (29) graphisch auf, ergibt sich als Schnittpunkt der Zustand an der Reaktionsfront für einen bestimmten Abbaugrad. Die graphische Ermittlung von  $p_{g1}$  und  $T_{g1}$  als Funktion vom Abbaugrad A ist in Bild 4 aufgezeigt für typische Stoffwerte und Transportgrößen, wie in [8] verwendet. Es zeigt sich für das vorliegende Beispiel, daß  $p_{g1}$  und  $T_{g1}$  mit steigendem Abbaugrad ebenfalls ansteigen. Die Werte für  $p_{g1}$  und  $T_{g1}$  die vereinfachend nach Gleichung (27), unabhängig von A berechnet wurden, liegen etwa bei den Durchschnittswerten der veränderlichen  $p_{g1}$  und  $T_{g1}$  , so daß in diesem Fall kein großer Fehler entstünde bei der Integration von Gleichung (24) mit konstantem  $p_{g1}$  und  $T_{g1}$  .

Da jedoch bei anderen Bedingungen, wie z.B. kleinen Korndurchmessern oder veränderten Wärme- und Stoffübergangsverhältnissen an der Oberfläche, größere Fehler auftreten wie bei der vereinfachten Berechnung, wurde ein einfaches numerisches Integrationsverfahren entwickelt, das Gleichung (24) schrittweise mit der Anfangsbedingung  $A = 0$  und  $t = 0$  integriert, bei Neuberechnung von  $p_{g1}$  und  $T_{g1}$  als Funktion von  $A$  nach jedem kleinen Integrationsschritt  $\Delta A$  bzw.  $\Delta t$ .

Der Entsäuerungsverlauf eines Kalksteinkorns mit 5 mm Durchmesser bei verschiedenen Temperaturen ist in Bild 5 aufgetragen mit einem Partialdruck des  $\text{CO}_2$  in der Umgebung  $p_u = 0$ . Aus dem Bild wird deutlich, daß die Temperatur einen sehr starken Einfluß auf den Ablauf der Reaktion hat.

Das Gleichungssystem und die Ergebnisse lassen sich in dimensionsloser Form schreiben [14, 15, 16]. Hier wird auf eine dimensionslose Darstellung zunächst verzichtet in Anbetracht der Notwendigkeit, die Ergebnisse als Korrelation in dimensionsbehafteter Form in die instationäre Erwärmung eines Betonbauteils bei Brandbelastung einzubeziehen.



Für die Entsäuerung einer Kalkkugel wurde für  $\alpha \rightarrow \infty$ ,  $\beta \rightarrow \infty$  und  $p_u = 0$  eine Korrelation gefunden, die die Abbaugeschwindigkeit als Funktion von Temperaturen, Korngrößen und Abbaugrad wiedergibt:

$$\frac{dA}{dt} \approx \frac{k_1}{d_0} \exp_{10} \left( -\frac{k_2}{T} \right) (1-A)^{k_3} \quad (30)$$

Die Korrelationsgleichung gilt näherungsweise für den ganzen Bereich  $0 \leq A \leq 1$ , und eignet sich zur Anwendung bei Berechnung von Wärmesenken beim Beton unter Brandbelastung.

Für die Konstanten  $k_1$ ,  $k_2$  und  $k_3$  gelten näherungsweise

$$\begin{aligned} k_1 &\approx 7,2 \cdot 10^5 \\ k_2 &\approx 8084 \\ k_3 &\approx 2 \end{aligned}$$

Der Korndurchmesser  $d_0$  ist in mm einzusetzen, die Temperatur in K und die Zeit in h.

Bei Beton liegt der Zuschlag nicht als Einkornschüttung vor. Je nach Anwendungszweck sind Bereiche sogenannter Sieblinien oder Korngrößenverteilungen definiert (siehe Betonkalender oder DIN 1045), die einzuhalten sind. Es gilt deshalb, für die Wärmeleitungsberechnung in Beton

die Wärmesenke infolge Kalkentsäuerung entsprechend typischen Sieblinien auszurichten. Dieses ist deshalb von großer Bedeutung, da, entsprechend Gleichung (30), der Abbau kleiner Korngrößen wesentlich schneller ist als bei großen Stücken. Ein Zuschlag mit einem großen Anteil an Feinkorn kann demnach viel schneller reagieren als ein Zuschlag mit geringem Feinkornanteil.

### 3.2    Entsäuerung einer Korngrößenverteilung aus Kalkstein

Die Sieblinien für Betonzuschlag nach DIN 1045 sind in Bild 6 dargestellt. Zur Berechnung des Entsäuerungsverlaufs als Funktion von Temperaturen wurde ein Programm aufgestellt, das im wesentlichen das gleiche Berechnungsverfahren beinhaltet wie vorstehend für die Einzelkugel beschrieben, jedoch wurde der Sieblinienverlauf in mehrere Bereiche unterteilt und die Teilfraktionen mit jeweils konstantem mittlerem Korndurchmesser gerechnet.

Die Berechnungsergebnisse ergeben, daß die Abbaugeschwindigkeit einer Kugelverteilung im ersten Zeitabschnitt sehr viel größer, gegen Ende des Abbaus jedoch wesentlich geringer ist als die Abbaugeschwindigkeit eines Korns mit dem gemittelten Durchmesser der ganzen Verteilung.

Dieses ist verständlich, da die kleinen Korngrößen sehr viel schneller, die großen Partikel jedoch sehr viel langsamer abgebaut werden als das Mittelkorn.

Der Sachverhalt ist für eine Temperatur von 900 °C exemplarisch für die Sieblinien D, E und F sowie für eine Einzelkugel mit 5 mm Durchmesser in Bild 7 dargestellt.

Für die Abbaugeschwindigkeit einer Korngrößenverteilung in Abhängigkeit von der Temperatur gelten die gleichen Gesetzmäßigkeiten wie für eine Einzelkugel. In Bild 8 ist dieses Verhalten für die Sieblinie E dargestellt. In erster Näherung kann die Abbaugeschwindigkeit der Verteilung wie für die Einzelkugel beschrieben werden:

$$\frac{dA}{dt} = \frac{k_1}{d_0} \exp_{10} \left( - \frac{k_2}{T} \right) (1-A)^{k_3} \quad (30)$$

Die Parameter  $k_1$  und  $k_3$  sind abhängig von der Sieblinie,  $k_2$  hat einen ähnlichen Wert wie beim Einzelkorn. Die Korrelation ist jedoch weniger genau als für die Einzelkugel, gibt den Entsäuerungsverlauf weniger gut wieder. Für die Zwecke der Berechnung des Erwärmungsverhaltens von Beton mit Kalkzuschlag ist diese Ausgleichskurve jedoch zunächst ausreichend, zumal der Einfluß des Stofftransports bzw. des Partialdruckanstiegs bei Reaktion noch nicht einbezogen ist.

### 3.3 Dehydratisierung der Zementsteinphase

Endotherme Zersetzungsreaktionen im Zuschlag bei hohen Temperaturen finden nur bei einigen Zuschlagstoffen statt. In jedem Fall wird bei Brandbelastung die Zementsteinphase Dehydratisierungsreaktionen ausgesetzt. Diese Reaktionen sind vom Gleichgewichtsthermodynamischen und kinetischen Gesichtspunkt bislang nur wenig erforscht. Dies ist u.a. deshalb verständlich, da der Zementstein ein amorphes Gebilde aus verschiedenen kristallinen Phasen ist und eine eindeutige Reaktion und ein eindeutiges Gleichgewicht sich nicht einstellt. Die Dehydratisierung findet in einem weiten Temperaturbereich statt, wobei der Reaktionsablauf sehr stark von dem Zement-Wasserverhältnis, der Zementzusammensetzung und dem Abbindevorgang abhängt. Der Mangel an reaktionskinetischen Daten wird teilweise durch Arbeit im Teilprojekt B des SFB 148 behoben [9].

Für die Zwecke der Einbeziehung der Dehydratisierung in die Berechnung der Erwärmung von Beton bei Brandbelastung war es deshalb erforderlich, bei Mangel an besseren Daten vereinfachende Annahmen in dieser Beziehung zu treffen.

Als Hilfskonstruktion wurde für die Berechnung der Entwässerungsreaktion im Beton eine Gleichgewichtskurve in der Form einer Gauß'schen Summenverteilungskurve angenommen:

Der Gleichgewichtswassergehalt  $X_{gl}$  hat einen konstanten festen Wert bei niedrigen Temperaturen, mit steigenden Temperaturen nimmt  $X_{gl}$  stetig ab, bis bei höheren Temperaturen der Wassergehalt gegen Null geht. Für die Abhängigkeit  $X_{gl} = f(T)$  wurde folgende Gleichung angenommen, die diese Eigenschaften hat:

$$X_{gl} = X_0 \frac{1}{2} \operatorname{erfc} \left( \frac{T - T^*}{\tau} \right) \quad (31)$$

Es sind  $X_0$  der Wassergehalt beim Ausgangszustand,  $T^*$  die Temperaturen bei der  $X_{gl} = 1/2 X_0$  ist und  $\tau$  ein Parameter für die Temperaturspanne der Entwässerung.

Große Werte von  $\tau$  bedeuten eine weit ausgedehnte Reaktion, bei kleinen  $\tau$  ist der Reaktionsbereich sehr klein. Für die Zwecke der Entwässerung wurde angenommen, daß sie bei 500 °C abgeschlossen ist. Für  $T^*$  wurden Werte von ca. 250 °C gewählt,  $\tau$  wurde variiert, um den Reaktionsbereich von ca. 100 bis 300 °C auszudehnen. Der Ausgangswassergehalt  $X_0$  wurde aus dem Zement-Wasserverhältnis abgeleitet. Für die Reaktionskinetik wurde eine Gleichung erster Ordnung angenommen:

$$\frac{dX}{dt} = -k_{\text{dehyd}} (X - X_{\text{gl}}) \quad (32)$$

Die Geschwindigkeitskonstante  $k$  wurde vereinfacht als temperaturunabhängig angenommen und variiert.

Die Reaktionsenthalpie der Wasserverdampfung bzw. -zersetzung wurde näherungsweise mit ca. 540 kcal/kg angesetzt, obwohl einige der Reaktionen höhere Enthalpien haben.

In fortführenden Arbeiten wird es erforderlich sein, für Gleichgewicht, Kinetik und Reaktionsenthalpie gesichertere Daten einzusetzen.

#### 4. Berechnung der Erwärmung von Beton bei Wärmesenken

##### 4.1 Die Differentialgleichung und ihre Randbedingungen

Für die Zwecke der Berechnung wurde zunächst eine ebene Betonplatte unendlicher Ausdehnung betrachtet. Diese eindimensionale Betrachtungsweise ermöglicht verhältnismäßig einfache Rechenverfahren und läßt sich einfach auf andere eindimensionale Körper wie Zylinder und Kugeln ausdehnen.

Das Rechenverfahren ist aufgebaut auf den bekannten Differenzenverfahren zur Lösung der Fourier'schen Differentialgleichung als Anfangswertaufgabe. Die zugrunde liegenden Differentialgleichungen, Differenzengleichungen, Randbedingungen und die chemische Kinetik der Abbaureaktionen seien im folgenden aufgeführt.

Zugrunde liegt die Fourier'sche Differentialgleichung für eine ebene Platte mit Wärmesenken oder -quellen:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \dot{w} \quad (33)$$

Es ist  $\dot{w}$  die örtliche Wärmesenken- oder -quellenstärke, die sich zusammensetzt aus den verschiedenen, gleichzeitig auftretenden Reaktionen:

$$\dot{w} = \sum_i w_i \quad (34)$$

Die Wärmesenken infolge der einzelnen Reaktionen  $i$  haben die Abhängigkeit

$$\dot{w}_i = f_i (A_i, p_i, X_i, T) \quad (35)$$

Es sind  $A$  der Abbaugrad der Reaktion,  $P$  der örtliche Partialdruck des Zersetzungsproduktes,  $X$  der ursprüng-

liche Massenanteil der betreffenden Komponente an der gesamten Betonmasse und  $T$  die örtliche Temperatur. Die Wärmesenkenstärke der einzelnen Reaktion hängt mit der Abbaugeschwindigkeit wie folgt zusammen:

$$\dot{w}_i = \frac{dA_i}{dt} X_i \rho_0 \Delta h_i \quad (36)$$

Es ist  $\rho_0$  die Dichte des Betons im Ausgangszustand,  $\Delta h$  die Reaktionsenthalpie bezogen auf den Ausgangszustand der reagierenden Phase.

Obwohl der Beton ein heterogenes Gebilde ist und die Reaktionen im Zuschlag zu örtlichen Sprüngen in der Wärmesenkenstärke führen, wird angenommen, daß die Wärmesenken kontinuierlich und gleichmäßig über den Beton verteilt sind, zwecks einfacher Berechnung.

Die Abbaugeschwindigkeit in Gleichung (36) wird nach den in den Abschnitten 3.2 und 3.3 dargestellten Gleichungen für jeden diskreten Ortsschritt berechnet.

Die bei der Berechnung der Entsäuerung von Kalkstücken eingebettet in einer porösen Zementsteinmatrix zugrunde gelegten äußeren Wärme- und Stoffübergangsbeziehungen gelten streng genommen als Randbedingungen nicht mehr,



da keine Grenzschicht mehr vorhanden ist. Die Randbedingungen müßten lauten

$$-\lambda_{Zem} \frac{\partial T_{Zem}}{\partial x} = -\lambda_{CaO} \frac{\partial T_{CaO}}{\partial x} \quad (37)$$

und

$$-DP \frac{\partial p_{Zem}}{\partial x} = -DP \frac{\partial p_{CaO}}{\partial x} \quad (38)$$

Vereinfachend wird jedoch angenommen, daß die Temperatur- und Druckbedingungen an der Partikeloberfläche den mittleren Werten in der umgebenden Zementsteinphase entsprechen. Dieses ist gleichbedeutend mit einer Randbedingung erster Art,  $T_o = T_u$  und  $p_o = p_u$ ,  $\alpha \rightarrow \infty$  und  $\beta \rightarrow \infty$ .  $T_u$  und  $p_u$  sind jedoch wiederum von dem Aufheizverhalten des Betons und den Randbedingungen an der Betonoberfläche abhängig.

Die Differenzengleichung, die die Differentialgleichung (33) ersetzt, lautet:

$$\begin{aligned} T_{i,j+1} = & T_{i,j} + \frac{\Delta t}{\Delta x^2 \rho c_p} [T_{i+1,j} \lambda_{i+1,j} \\ & - T_{i,j} (\lambda_{i+1,j} + \lambda_{i-1,j}) \\ & + T_{i-1,j} \lambda_{i-1,j}] + \dot{w}_{i,j+1} \frac{\Delta t}{\rho c_p} \end{aligned} \quad (39)$$

Es sind  $\Delta t$  und  $\Delta x$  die gewählten Zeit- und Orts-schritte und  $\rho$ ,  $c_p$  und  $\lambda$  die temperatur- und abbaugradabhängigen Stoffwerte des Betons. Der Index  $i$  bezieht sich auf den Ortsschritt, der Index  $j$  auf den Zeitschritt. Die Dichte des Betons  $\rho$  hängt von dem Abbaugrad der zersetzenden Phasen ab - die Dichteabnahme wird der Abbaugeschwindigkeit proportional gesetzt. Die Wärmeleitfähigkeit wird, mangels besseren Daten, proportional der Dichte gesetzt. Die spezifische Wärme wird konstant gehalten.

Die Stabilität der Berechnung hängt von der richtigen Wahl bzw. Zuordnung der Zeit- und Ortsschritt ab. Hier wird zunächst die Zahl der Stützstellen festgelegt (10 bis 20), der Ortsschritt ermittelt und daraus der Zeitschritt nach den üblichen Kriterien gewählt:

$$\Delta t = f \cdot \frac{\Delta x^2}{a_{\max}} = f \cdot \frac{\Delta x^2 \cdot \rho_{\min} \cdot c_{p\min}}{\lambda_{\max}} \quad (40)$$

Es sind  $\lambda_{\max}$ ,  $\rho_{\min}$  und  $c_{p\min}$  die äußersten Werte dieser Stoffwerte im betrachteten Beton. Für den Wert des Faktors  $f$  wird häufig der Wert 0,5 bis 0,3 angegeben, jedoch bei Problemen ohne Wärmesenken. Sicherheitshalber wurde der Faktor jedoch bei  $f = 0,1$  gewählt, wobei sich eine wesentlich größere Genauigkeit ergab als bei  $f = 0,2$ , die Berechnung jedoch unwesentlich ungenauer war als für  $f = 0,05$ .

Die Anfangsbedingung lautet:

$$T_{i,0} = T_{\text{Anfang}} = \text{konst} \quad (41)$$

Die Umgebungsbedingung ist zeitabhängig vorzugeben.

Dabei wurde die Normbrandkurve nach DIN 4102 (Bild 9) gewählt:

$$T_u = T_{\text{Anfang}} + 345 \log_{10} (8t + 1) \quad (42)$$

Es sind  $T$  in Grad Celsius und  $t$  in Stunden anzugeben. Auch möglich sind andere Temperatur-Zeit-Funktionen, z.B. konstante Umgebungstemperatur.

Die Wärmeübergangsbedingung an der Betonoberfläche lautet:

$$\alpha(T_u - T_o) + \varepsilon \sigma (T_u^4 - T_o^4) = \dot{q}_o \quad (43)$$

mit  $\dot{q}_o = -\lambda \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right)_o \quad (44)$

Alternativ kann eine Randbedingung erster Art gewählt werden

$$T_o = T_u \quad (45)$$

In diskretisierter Form wird der Wärmeübergang wie folgt dargestellt, sofern keine Wärmesenken vorhanden sind:

$$\dot{q} = - \lambda \frac{T_0 - T_1}{\Delta x} \quad (46)$$

Wird jedoch Wärme zur Reaktion verwendet, wird die Wärme nicht ganz in den Körper hineingeleitet, ein Teil der Wärme wird an der Oberfläche verbraucht. Der Wärmestrom der ins Körperinnere fließt ist dann stets geringer als durch den Gradienten der Temperatur an der Oberfläche berechnet. Aus einer Wärmebilanz an der Oberfläche ergibt sich:

$$\alpha(T_u - T_o) + \epsilon \sigma (T_u^4 - T_o^4) = \lambda \frac{T_u - T_o}{\Delta x} - \frac{\dot{w} \Delta x}{2} \quad (47)$$

Die Wärmesenkenstärke  $\dot{w}$  ist negativ bei endothermer Reaktion.

Für den Gradienten an der Oberfläche kann auch eine bessere Gleichung nach Lagrange-Interpolation gefunden werden:

$$\alpha(T_u - T_o) + \epsilon \sigma (T_u^4 - T_o^4) = \frac{\lambda}{2 \Delta x} (3 T_o - 4 T_1 + T_2) - \frac{w \Delta x}{2} \quad (48)$$

Bei der Berechnung muß für jeden Zeitschritt  $j + 1$  die Oberflächentemperatur  $T_{o,j+1}$  aus den Temperaturen  $T_{1,j}$ ,  $T_{2,j}$  und  $T_{u,j+1}$  nach der obigen Gleichung ermittelt werden. Die Gleichung ist nicht nach  $T_o$  auflösbar und muß für jeden Zeitschritt iterativ (Newton-Raphson) gelöst werden.

Bei einer Randbedingung erster Art wird die für die Wärmeleitung effektive Oberflächentemperatur unter die Umgebungstemperatur abgesenkt:

$$T_o = T_u + \frac{\dot{w} (\Delta x)^2}{2 \lambda} \quad (49)$$

Die zweite Randbedingung an der Symmetrieebene (die Platte wird beidseitig gleich beaufschlagt) lautet:

$$\frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=1} = 0 \quad (50)$$

Daraus ergibt sich bei Verwendung der Lagrange Interpolation:

$$T_{n,j+1} = \frac{4 T_{n-1,j+1} - T_{n-2,j+2}}{3} \quad (51)$$

Die Berechnung erfolgt, ausgehend von  $t = 0$ , in Zeitschritten  $\Delta t$ . Bei jedem Zeitschritt werden die Randbedingungen, die örtlichen Temperaturen, Abbaugrad der einzelnen Reaktionen, Dichte und Wärmeleitfähigkeit neu berechnet und gespeichert. Nach Ende der Berechnung werden die Ergebnisse ausgegeben und gezeichnet mittels eines Unterprogramms, das die Kurven per Computer wiedergibt.

#### 4.2 Ergebnisse der Berechnungen

Die einzelnen Einflüsse der Parameter wurden im einzelnen bislang nicht erschöpfend untersucht. Hauptaugenmerk galt der Entwicklung der Berechnungsmethode. Es seien jedoch einige exemplarische Ergebnisse wiedergegeben.

In Bild 10 sind Berechnungsergebnisse dargestellt für die Erwärmung einer 40 cm starken Betonplatte bei beidseitiger Beheizung nach Normbrandkurve. Die verwendeten Stoffdaten und Wärmeübergangsbedingungen sind dem Bild zu entnehmen. Es sind aufgetragen die Temperaturprofile zu verschiedenen Zeiten, wobei drei Fälle unterschieden werden:

- 1.) Berechnung ohne Reaktionen, d.h. ohne Wärmesenken
- 2.) Berechnung mit Dehydratisierung der Zementsteinphase
- 3.) Berechnung mit Dehydratisierung und Kalkstein-  
entsäuerung.

Es zeigt sich, daß die Dehydratisierung schon eine spürbare Verzögerung der Erwärmung bewirkt, gegenüber der Berechnung ohne Reaktionen. Eine noch deutlichere Verzögerung ist jedoch bei der zusätzlichen Reaktion von Kalksteinzuschlag zu bemerken.

Eine andere Darstellungsweise ist in Bild 11 für die selben Berechnungsergebnisse gewählt, um den zeitlichen Verlauf der Eindringtiefe verschiedener Isothermen aufzuzeigen. Diese Darstellung ist z.B. interessant zur Ermittlung, welche Teile eines Betonbauteils bereits Temperaturen ausgesetzt sind, die mit erheblichen Festigkeitsverlusten verbunden sind. Auch hier ist deutlich zu erkennen, daß endotherme chemische Reaktionen zu einer Verzögerung der Erwärmung von Betonbauteilen beitragen können.

## 5. Experimentelle Untersuchungen

### 5.1 Abgrenzungen und Voraussetzungen

Die experimentellen Untersuchungen sollen zu den theoretischen Untersuchungen parallel laufen und sind auf diese entsprechend abgestimmt, so daß die mathematischen Berechnungen durch die experimentellen Ergebnisse ergänzt werden können. Anhand der experimentellen Untersuchungen soll die Wirksamkeit des mathematischen Modells überprüft, und bei Übereinstimmung der theoretischen und experimentellen Ergebnisse bestätigt werden. Andernfalls dienen die experimentellen Ergebnisse dazu, den Grad der Abweichung zwischen berechnetem und tatsächlichem Verhalten anzugeben und bei zu großen Abweichungen das mathematische Modell zu verfeinern. Die experimentellen Untersuchungen sollen also die Richtigkeit der zur Berechnung gemachten Voraussetzungen und Vereinfachungen zeigen bzw. ihren Gültigkeitsbereich ermitteln. Daher müssen die experimentellen Untersuchungen sehr umfangreich sein. Die Versuchseinrichtung muß dazu in der Lage sein, den gesamten Bereich der theoretischen Untersuchungen im Experiment nachvollziehen und die Grenzfälle ebenfalls noch meßtechnisch erfassen zu können.



Die Entsäuerung und Dehydration von Betonen unter Brandbelastung wird, wie im Abschnitt 3 beschrieben, durch viele Teilvorgänge bestimmt. Das mathematische Modell ist aus diesen Teilvorgängen systematisch aufgebaut. So wurde z.B. zunächst der Vorgang der Entsäuerung an einem Sand-Kalkstein-Gemisch ohne den Einfluß der Dehydration betrachtet, und zwar ausgehend von der Entsäuerung einer Einzelkugel aus Kalkstein über die Entsäuerung einer Korngrößenverteilung aus Kalkstein. Anschließend wurde der Einfluß der Dehydration mit in das Modell eingebaut. Die Schwierigkeit der experimentellen Untersuchungen liegt nun darin, dem mathematischen Modell zu folgen, um nach jeder Hinzunahme eines weiteren Teilvorganges dem Modell zur Überprüfung Ergebnisse liefern zu können. Mit der Versuchseinrichtung müssen dabei folgende Grenzfälle der chemischen Reaktionen gemessen werden:

- |      |                    |                   |
|------|--------------------|-------------------|
| I.   | keine Entsäuerung, | keine Dehydration |
| II.  | Entsäuerung,       | keine Dehydration |
| III. | keine Entsäuerung, | Dehydration       |
| IV.  | Entsäuerung,       | Dehydration       |

Der Fall I dient dazu, das Verhalten der Zuschlagstoffe bei Erwärmung ohne Beeinflussung von chemischer Reaktion festzustellen und daran die Stoffwerte zu testen.

Im Fall II muß, entsprechend dem Aufbau des mathematischen Modells, nur der Einfluß der Entsäuerung bei der Erwärmung von Betonen gemessen werden können. Wärmesenken durch Dehydratisierung sind also hierbei noch nicht zugelassen. Da in Betonen jedoch immer Wasser eingelagert ist, kann an Betonproben selbst der Vorgang der Entsäuerung unter Ausschluß der Dehydratisierung nicht simuliert werden. Die Versuche werden daher an Proben durchgeführt, die in ihrem Aufbau und ihrer Struktur dem Beton ähneln und aus denselben Zuschlagstoffen und demselben Zementgehalt bestehen. Im wesentlichen werden für diese Proben Sand-Kalkstein-Gemische verwendet, mit denen (bei einem Sandgehalt von 0 %) auch der Entsäuerungsverlauf von Korngrößenverteilungen aus reinem Kalkstein gezeigt werden kann.

Fall III betrachtet nun die Erwärmung von Beton unter Berücksichtigung der Wärmesenken infolge der Dehydratisierung. Hierbei soll der Entsäuerungs Vorgang ausgeschlossen werden. Diese Untersuchungen können an herkömmlichen Betonproben ohne Kalkstein im Zuschlagstoff durchgeführt werden.

Im Fall IV wird schließlich der gemeinsame Einfluß von Entsäuerung und Dehydratisierung auf die Erwärmung von Beton untersucht. Es werden Betonproben mit Kalkstein im Zuschlagstoff hergestellt.

## 5.2 Versuchsbeschreibung

Untersucht werden soll die Erwärmung von Betonen durch Brandbeaufschlagung unter dem Einfluß von chemischer Reaktion durch Entsäuerung und Dehydratisierung. Dazu werden Betonproben in der für die theoretische Berechnung zugrunde gelegten geometrischen Form einer ebenen Platte (300 x 200 x 100 mm) hergestellt und in einem elektrisch beheizten Kammerofen nach einer vorgegebenen Aufheizkurve erhitzt. Die Betonproben haben, entsprechend den im vorherigen Abschnitt erläuterten Grenzfällen III und IV, einen bestimmten Kalksteinanteil im Zuschlagstoff. Zur Verwirklichung der Grenzfälle I und II müssen Gemische aus Sand und Kalkstein hergestellt werden. Die Schwierigkeit besteht darin, diesen Gemischen ebenfalls die Form einer Platte zu verleihen. Irgendwelche Bindemittel zum Zusammenfügen des Gemisches kommen nicht in Frage, da sie bei hohen Temperaturen, die bei der Aufheizung entstehen, chemisch reagieren. Damit bekäme man neben der Entsäuerung zusätzlich Wärmequellen oder -senken, und das Ziel, die Erwärmung des Gemisches nur unter Berücksichtigung der chemischen Zersetzung des Kalksteins, wäre verfehlt. Um diesen Gemischen nun trotzdem die Form einer Platte zu verleihen, wird das Gemisch in Körbe gepackt, deren Abmessungen mit den Betonprobenabmessungen identisch sind. Die Körbe bestehen aus hochhitzebeständigem Edelstahldrahtgewebe, das bis zu

Temperaturen von 1250 °C chemisch nicht reagiert. Das Drahtgewebe hat 1 mm Maschenweite bei einem Drahtdurchmesser von 0,5 mm, so daß der Stoffübergang des Reaktionsproduktes Kohlendioxid von der Oberfläche des Sand-Kalkstein-Gemisches an die Ofenraumatmosfera als unbehindert angesehen werden kann.

Gemessen wird der Temperaturverlauf in den Probenkörpern sowie der Abbaugrad der Kalksteinentsäuerung und der Grad der Dehydratisierung. Zur Temperaturmessung sind in den Probekörpern Thermoelemente eingegossen. Um den Stand der chemischen Reaktionen festzustellen, hängt der Probenkörper an einer Waage (siehe Anlagenskizze Bild 12). Die Waage zeigt die zeitliche Gewichtsabnahme des Körpers an durch Entweichung von Kohlendioxid infolge Entsäuerung und von Wasserdampf infolge Dehydratisierung. Es wird also die gemeinsame Massenzunahme beider Reaktionsprodukte gemessen. Da aber auch der Abbaugrad jedes Reaktionsproduktes für sich von Interesse ist, muß die Massenzunahme eines der beiden Reaktionsprodukte, in diesem Fall Kohlendioxid, zusätzlich bestimmt werden. Dazu wird kontinuierlich Ofenraumatmosfera abgesaugt und gekühlt. Die Konzentration des Kohlendioxids in der abgesaugten Ofenraumatmosfera wird mit Hilfe eines URAS gemessen und aus dem Kohlendioxidvolumenstrom und der bekannten Dichte der Massenstrom errechnet.

Die Absaugevorrichtung für das Ofengas muß eine Reihe von Bedingungen erfüllen, um den Kohlendioxidvolumenstrom möglichst genau bestimmen zu können:

1. Der Teil der Absaugevorrichtung im Ofen muß aus hochhitzebeständigem Material bestehen, das Temperaturen von 1200 °C längere Zeit unbeschadet aushalten kann.
2. Die Absaugung muß so konstruiert sein, daß die Luft und das Kohlendioxid ein homogenes Gemisch bilden. Aufgrund des Dichteunterschiedes der beiden Gase könnten somit Entmischungen entstehen, die eine fehlerhafte Konzentrationsmessung zur Folge hätten.
3. Im Ofen muß überall ein kleiner Unterdruck herrschen, damit keine Ofengase durch Undichtigkeiten in die Umgebung gelangen können und somit gewährleistet ist, daß alles entstehende Kohlendioxid auch abgesaugt und vom URAS erfaßt wird.
4. Der abgesaugte Volumenstrom muß groß genug sein, um einerseits keine Erhöhung des Kohlendioxidgehaltes im Ofen zu erhalten, wodurch die Randbedingung für den Stoffübergang, eine konstante Kohlendioxidkonzentration in der Umgebung, nicht mehr erfüllt wäre, und um andererseits die zeitliche Verzögerung zwischen frei werdendem und am URAS angezeigten Kohlendioxid auf ein Minimum zu beschränken.

Letzte Forderung wird dadurch erfüllt, daß die Ofenraumatmosphäre pro Minute ungefähr einmal ungewälzt wird.

Sämtliche Meßdaten werden von der zentralen instituts-eigenen Rechneranlage minütlich abgefragt (Versuchsdauer ca. 12 bis 15 Stunden) und am Ende des Versuches ausgewertet. Zur Überwachung des Versuchesablaufes können alle Meßwerte ständig auf einem Bildschirm verfolgt werden. Die Rechneranlage wird jedoch auch für andere Forschungsvorhaben am Institut benötigt. Damit bei Blockierung der Rechneranlage trotzdem Versuche durchgeführt werden können, müssen dann sämtliche Meßwerte über Schreiber aufgezeichnet und anschließend per Hand ausgewertet werden.

### 5.3 Versuchsergebnisse

Wie in den bisherigen Abschnitten bereits erläutert, dienen die experimentellen Untersuchungen hauptsächlich zur Unterstützung des mathematischen Modells. Bevor Beton selber untersucht wird, müssen daher zuvor eine Reihe anderer Versuche gefahren werden, hier speziell an Sand-Kalkstein-Gemischen. Als Parameter gehen ein: Korndurchmesser, Sieblinie und Gemischverhältnis (Kalksteinkonzentration im Gemisch). Das ergibt eine große Anzahl von Vorversuchen, und da diese Parameter bei Beton ebenfalls zu berücksichtigen sind, müssen noch anschließend eine Vielzahl von Betonproben untersucht werden. Ein einzelner Versuch ist durch Aufheiz- und Abkühlungsdauer sowie Umrüstung des Ofens sehr zeitintensiv. Es ist daher unmöglich, nach diesem ersten Zeitraum (1974 bis 1977) eine umfassende Darstellung der Erwärmung von Beton zu geben. Vielmehr wird dazu ein nochmaliger Zeitraum von mindestens drei Jahren benötigt. Es ist immer sehr risikoreich, aus Teiluntersuchungen, wie sie bisher vorliegen, schon allgemeingültige Schlüsse zu ziehen oder voreilige Aussagen zu treffen. Zu diesem Zeitpunkt können daher bestenfalls Trends angedeutet und Einzelergebnisse vorgeführt werden, von denen zumindest einige qualitative Ergebnisse über das Verhalten von Beton bei Brandbelastung gegeben werden können.

Zunächst sei an einem Beispiel das Entsäuerungsverhalten eines reinen Kalksteingemisches vorgeführt. Das Gemisch besteht aus Kalksteinpartikel zwischen 2 mm und 4 mm Größe (Quadratlochsiebung). In Bild 13 ist der Temperaturverlauf des Gemisches und der Konzentrationsverlauf des Kohlendioxides in der Ofenraumatmosfera dargestellt. Die Temperatur ist an fünf Stellen gemessen worden, und zwar an beiden Oberflächen ( $x/l = \pm 1$ ), im Kern ( $x/l = 0$ ) und an einer Stelle zwischen Kern und Oberfläche ( $x/l = \pm 0,7$ ). Der Verlauf der Oberflächentemperatur sowie der Temperatur an der Stelle  $x/l = 0,7$ , ist in beiden Probenkörperhälften nahezu identisch (Symmetrie), so daß in Bild 13 nur der Mittelwert für beide Temperaturstellen eingezeichnet ist. Das Kalksteingemisch zeigt das Aufheizverhalten eines homogenen Körpers, solange die Oberflächentemperatur kleiner als ca. 700 °C ist. Wie aufgrund des in Bild 3 gezeigten Partialdruckverlaufes des Kohlendioxids zu erwarten ist, beginnt die Entsäuerung erst ab dieser Temperatur, was durch den Konzentrationsverlauf des Kohlendioxids bestätigt wird. Ist die Oberfläche auf 700 °C aufgeheizt, wird das weitere Aufheizverhalten des Probenkörpers überwiegend durch den Entsäuerungsverlauf geprägt. Die Oberflächentemperatur steigt, im Gegensatz zu den Temperaturen im Innern des Körpers, ohne wesentlich von der Entsäuerung beeinflusst zu werden. Ein leichter Einfluß scheint dagegen, wie aus



dem etwas geringerem Anstieg der Oberflächentemperatur ab 800 °C gedeutet werden könnte, vorhanden zu sein. Eine endgültige Klärung müssen noch weitere Versuche ergeben. Das Abflachen der Oberflächentemperatur bei Erreichen der 1100 °C Grenze ist auf die zu diesem Zeitpunkt verminderte Heizleistung zurückzuführen, um ein Überhitzen des Korbmaterials über 1200 °C zu verhindern. Die Steigung der beiden Temperaturen im Innern des Gemisches fällt ab 700 °C und bleibt zwischen 850 °C und 900 °C zunächst konstant. Der in das Gemisch eindringende Wärmestrom wird zur Reaktion verbraucht und eine sich ausbildende Reaktionsfront wandert nach innen. Zu dem Zeitpunkt, an dem die Reaktionsfront an der Stelle  $x/l = 0,7$  vorbeigewandert ist, steigt dort die Temperatur wieder an, da durch die ausreagierte Schicht Wärme zu der sich nun weiter im Innern befindlichen Reaktionsfront transportiert werden muß und sich dazu ein Temperaturgefälle einstellen muß. Ist die Entsäuerung abgeschlossen, d.h. die Reaktionsfront im Kern angekommen, steigt die Kerntemperatur schlagartig an.

Man kann an diesem Beispiel schon das prinzipielle Aufheizverhalten von Stoffen mit Entsäuerung erkennen. Die Oberfläche heizt sich trotz Entsäuerung nahezu ungehindert weiterhin auf, während die Temperatursteigerung im Innern ab 700 °C merklich verzögert wird. Der Kern hält seine Temperatur bei dieser speziellen Probengröße

ca. sechs Stunden und die Temperatur an der Stelle  $x/l = 0,7$  immerhin noch drei Stunden. Inwieweit trotz dieser über einen längeren Zeitraum konstant gehaltenen Temperaturen die zeitliche Abnahme der Festigkeit des Betons verläuft, ist Untersuchungsgrundlage in anderen Teilbereichen des SFB.

Der Einfluß der Entsäuerung soll an einem weiteren Beispiel (Bild 14) gezeigt werden, und zwar an einem Gemisch der Zusammensetzung: 80 % Kalkstein, 20 % Sand. Auch hier zeigt das Gemisch bis zu einer Temperatur von 700 °C das Aufwärmverhalten homogener Körper. Beim Eintritt der Entsäuerung bleiben die Temperaturen im Innern des Körpers so lange nahezu konstant, bis die Reaktionsfront an ihnen vorbei gewandert ist, und steigen dann sprunghaft an. In diesem Bild ist neben dem Konzentrationsverlauf des Kohlendioxids zusätzlich die an der Waage gemessene Gewichtsabnahme eingezeichnet. Der Verlauf der aus der Kohlendioxidkonzentration errechneten Gewichtsabnahme stimmt mit der an der Waage gemessenen überein.

In Bild 15 ist der Verlauf der Oberflächen- und Kerntemperatur dreier Gemische mit unterschiedlichem Kalkstein-gehalt gegenübergestellt. Die Oberflächentemperaturen unterscheiden sich fast nicht. Bis 700 °C sind die Kern-

temperaturen der drei Gemische ebenfalls nahezu gleich, was die Annahme bestätigt, daß sich bis 700 °C die Gemische wie homogene Körper verhalten. Nach Einsetzen der Entsäuerung bleibt die Kerntemperatur des Gemisches mit 100 % Kalkstein konstant, während die Kerntemperaturen der Gemische mit 80 % und 50 % Kalkstein leicht ansteigen, was die Vermutung zuläßt, daß bei geringeren Kalksteinkonzentrationen nicht sämtliche Wärme zur Reaktion verbraucht werden kann, sondern ein Teil in den Kern fließt. Bei den Gemischen mit niedrigerem Kalksteingehalt verläuft die Entsäuerung schneller, und die Kerntemperaturen steigen entsprechend nach kürzeren Zeiten wieder an. Die prinzipielle Temperaturverzögerung ab 700 °C bleibt in allen drei Fällen gleich.

Dieses grundsätzliche Verhalten des verzögerten Anstieges der Temperaturen im Innern der Proben ist auch im Beton zu beobachten. Bild 16 zeigt die entsprechenden Vorgänge an einer Betonprobe. Auch hier kann der Beton bis zu einer Temperatur von 700 °C in Bezug auf die Erwärmung als homogener Körper angesehen werden, dann setzt die Entsäuerung ein. Aufgrund eines hohen Kalksteinanteils im Zuschlagstoff bleibt hier ebenfalls die Kerntemperatur nahezu konstant.

Auch beim Beton ist deutlich das Einlaufen der Reaktionsfront zu sehen. So steigt die Temperatur an der Stelle  $x/l = 0,7$  erst nach Vorbeiziehen der Reaktionsfront an. Nach der Entsäuerung ist die Oberflächentemperatur noch nicht so hoch gestiegen wie bei den Sand-Kalkstein-Gemischen, da die Aufheizgeschwindigkeit der Betonprobe geringer war.

An dem Verlauf der Gewichtsabnahme im Bild 16 ist der Einfluß der Entsäuerung und Dehydratisierung auf das Aufwärmverhalten zu erkennen. Zu Beginn beruht die Gewichtsabnahme nur auf Dehydratisierung. Der Einfluß durch Dehydratisierung auf das Temperaturprofil muß durch weitere Versuche geklärt werden, bisher ist nur zu sagen, daß er auf jeden Fall wesentlich schwächer ist als durch Entsäuerung, was aufgrund der viel geringeren Reaktionsenthalpie der Dehydratisierung gegenüber der Entsäuerung verständlich ist. Der Verlauf der Dehydratisierung in Betonen bei hohen Temperaturen wird im Teilprojekt B des SFB näher untersucht. Nach Abschluß der Entsäuerung ist die Dehydratisierung ebenfalls beendet, das Gewicht bleibt konstant. Der Beton hat zu diesem Zeitpunkt keine Festigkeit mehr, so daß eine weitere Aufheizung uninteressant wird.

Diese Ergebnisse haben gezeigt, daß Kalkstein im Zuschlagstoff die Erwärmung von Betonen ab 700 °C verzögert. In weiteren Versuchen an Beton ist noch zu prüfen, wie die Dehydratisierung fortschreitet, die einen wesentlichen Einfluß auf die Festigkeit ausübt.

## 6. Zusammenfassung

Es wurden die einzelnen Grundphänomene bei der Erwärmung von Betonen bei Wärme- und Stoffquellen und -senken erläutert, insbesondere in Bezug auf die Kopplung und gegenseitige Steuerung von Transportvorgängen und chemischer Kinetik. Der Entsäuerungs Vorgang von Kalkstein, einem Zuschlagstoff für Beton, der bei Temperaturen oberhalb 700 °C unter hohem Wärmebedarf zersetzt wird, wurde eingehend erläutert. Es wurden erste Berechnungsergebnisse vorgestellt, die zeigen, wie endotherme chemische Reaktionen im Beton das Aufheizverhalten entscheidend beeinflussen können. Insbesondere kann durch Wahl des Zuschlagstoffes, wie z.B. Kalkstein, der Aufheizvorgang im Beton erheblich verzögert werden.

Diese Ergebnisse wurden im Experiment bestätigt. An Sand-Kalkstein-Gemischen wurde die verzögerte Aufheizung unter dem Einfluß der Entsäuerung ohne

Dehydratisierung und anschließend an Beton unter dem gekoppelten Einfluß von Entsäuerung und Dehydratisierung demonstriert. In beiden Fällen ergab sich nach Einsetzen der Entsäuerung ab 700 °C ein stark verzögerter Anstieg der Temperaturen im Innern der Proben.

Institutsdirektor

o. Prof. Dr.-Ing. R. Jeschar

7. Formelzeichen

$a$	Temperaturleitkoeffizient
$a_1, a_2$	Koeffizienten
$A$	Abbaugrad
$b_1, b_2$	Koeffizienten
$c_p$	spezifische Wärmekapazität
$C$	Konstante
$d_o$	Kugeldurchmesser
$D^P$	Porendiffusionskoeffizient
$f$	Faktor in Zeitschrittberechnung
$F$	Fläche
$\Delta h$	Reaktionsenthalpie
$k$	Reaktionsgeschwindigkeitskonstante
$k_1, k_2, k_3$	Konstanten
$K_o$	Volumenkonzentration
$l$	halbe Plattendicke
$\dot{m}$	Massenstrom
$n$	Zahl der Stützstellen
$p$	Dampfdruck, Partialdruck
$\dot{q}$	Wärmestromdichte
$\dot{Q}$	Wärmestrom
$r$	Radius
$R$	Gaskonstante
$s$	ausreagierte Schichtdicke
$t$	Zeit

T	Temperatur
$\dot{w}$	Wärmequellenstärke
x	Ortskoordinate
X	Wassergehalt

### Griechische Buchstaben

$\alpha$	Wärmeübergangskoeffizient
$\beta$	Stoffübergangskoeffizient
$\delta$	radiale Koordinate der Reaktionsfront
$\Delta$	Differenz
$\lambda$	Wärmeleitkoeffizient
$\epsilon$	Strahlungsaustauschverhältnis
$\sigma$	Strahlungskonstante
$\tau$	Parameter für Dehydratisierungsgleichgewicht
$\rho$	Dichte

### Indices

#### tiefgestellt

o	Oberfläche
	Ausgangszustand
$\delta$	bezogen auf Radius $\delta$
g1	Gleichgewichtszustand
u	Umgebung
j	Zeitschritt



i	Reaktion
min, max	Minimum, Maximum
CaO	gebrannter Kalk
Zem	Zementsteinphase

hochgestellt

\* Referenzpunkt

8. Schrifttumsverzeichnis

- [1] Betonkalender 1975  
Verlag Wilh. Ernst & Sohn, Berlin-München-Düsseldorf
  
- [2] Cammerer, W.F.:  
Wärmeleitfähigkeit von Betonen und Massen im  
Temperaturbereich von 200 bis 900 °C  
Tonind. Zeitung 96 (1972), S. 274 - 276
  
- [3] Nekrassov:  
Hitzebeständiger Beton  
Bauverlag Wiesbaden
  
- [4] Weigler, H. und R. Fischer:  
Beton bei Temperaturen von 100 °C bis 700 °C  
Beton 18 (1968), S. 33 - 46
  
- [5] Ehm, H.:  
Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von  
brandbeanspruchten Stahlbetonbauteilen  
Dissertation TH Braunschweig, 1966
  
- [6] Waubke, N.:  
Transportphänomene in Betonporen  
Dissertation TH Braunschweig, 1966
  
- [7] Hills, A.W.D.:  
The mechanism of thermal decomposition of  
calcium carbonate  
Chem. Eng. Sci. 23 (1968), S. 297 - 320

- [ 8] Vosteen, B.:  
Die physikalische und chemische Kinetik der  
chemischen Zersetzung von Kalk  
Dissertation TU Braunschweig, 1970
  
- [ 9] Schneider, U.:  
Zur Kinetik festigkeitsmindernder Reaktionen in  
Normalbeton bei hohen Temperaturen  
Schriftenreihe des SFB 148 der DFG, Heft 3,  
TU Braunschweig, 1974
  
- [10] Harmathy, T.Z.:  
Simultaner Feuchtigkeits- und Wärmetransport  
in porigen Systemen mit besonderem Hinweis auf  
Trocknung  
Dissertation, Wien 1967
  
- [11] Waubke, N. und U. Schneider:  
Brandverhalten von Bauteilen  
Schriftenreihe des SFB 148 der DFG,  
TU Braunschweig, Hefte 1 - 3
  
- [12] Brandverhalten von Bauteilen  
Jahresberichte des SFB 148 der DFG,  
TU Braunschweig
  
- [13] Schriftenreihe aus dem Otto-Graf-Institut für  
Bauforschung  
TH Stuttgart
  
- [14] Jeschar, R.:  
Kopplung von Wärme- und Stofftransport mit  
chemischen Reaktionen in porösen Einzelkörpern  
VDI-Bildungswerk Wärme- und Stofftransport, 1971

- [15] Jeschar, R.:  
Über den Einfluß von Wärme- und Stoffübergang bei  
heterogenen Reaktionen zwischen Gasen und dichten  
Festkörpern  
Archiv Eisenhüttenwesen 43 (1972), S. 109 - 114
- [16] Jeschar, R.:  
Geschlossene Darstellung der Reduktionskinetik  
dichter Erze  
Archiv Eisenhüttenwesen 38 (1969), S. 663 - 667

9. Bilder

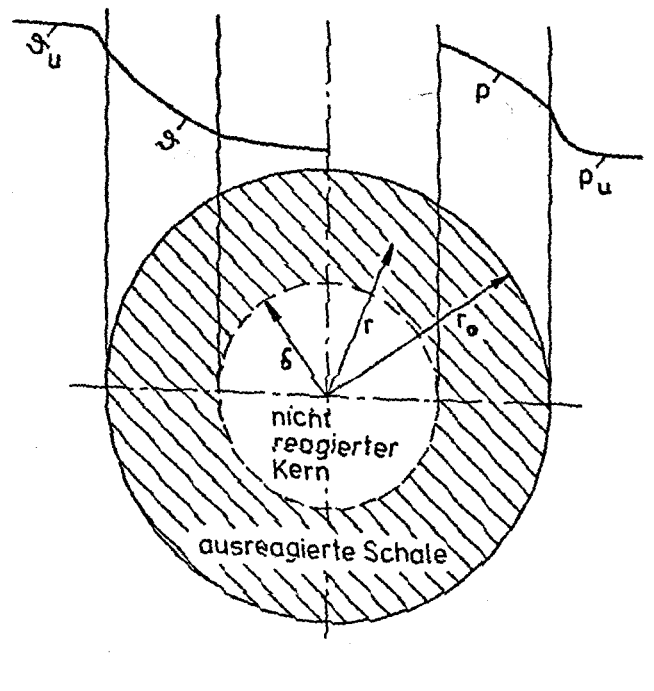


Bild 2 : Konzentrations- und Temperaturverlauf  
bei der Kalksteinentsäuerung in einer  
Einzelkugel

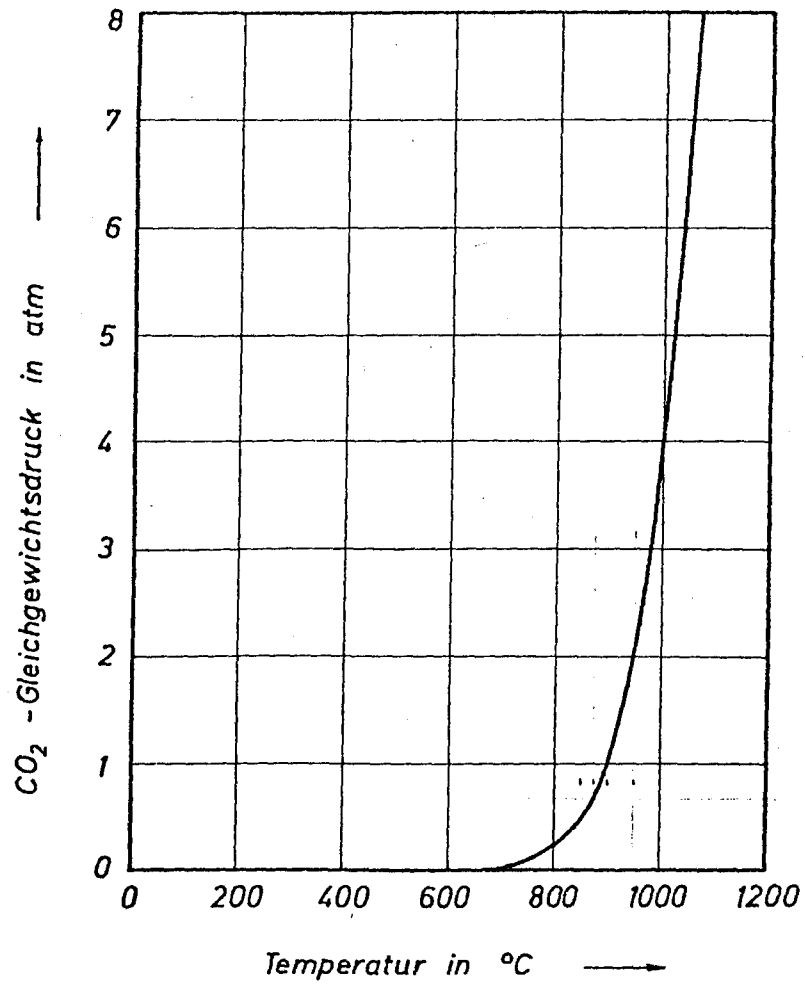


Bild 3 : Abhängigkeit des  $\text{CO}_2$ -Gleichgewichtsdruckes von der Temperatur bei der Zersetzung des Kalksteins

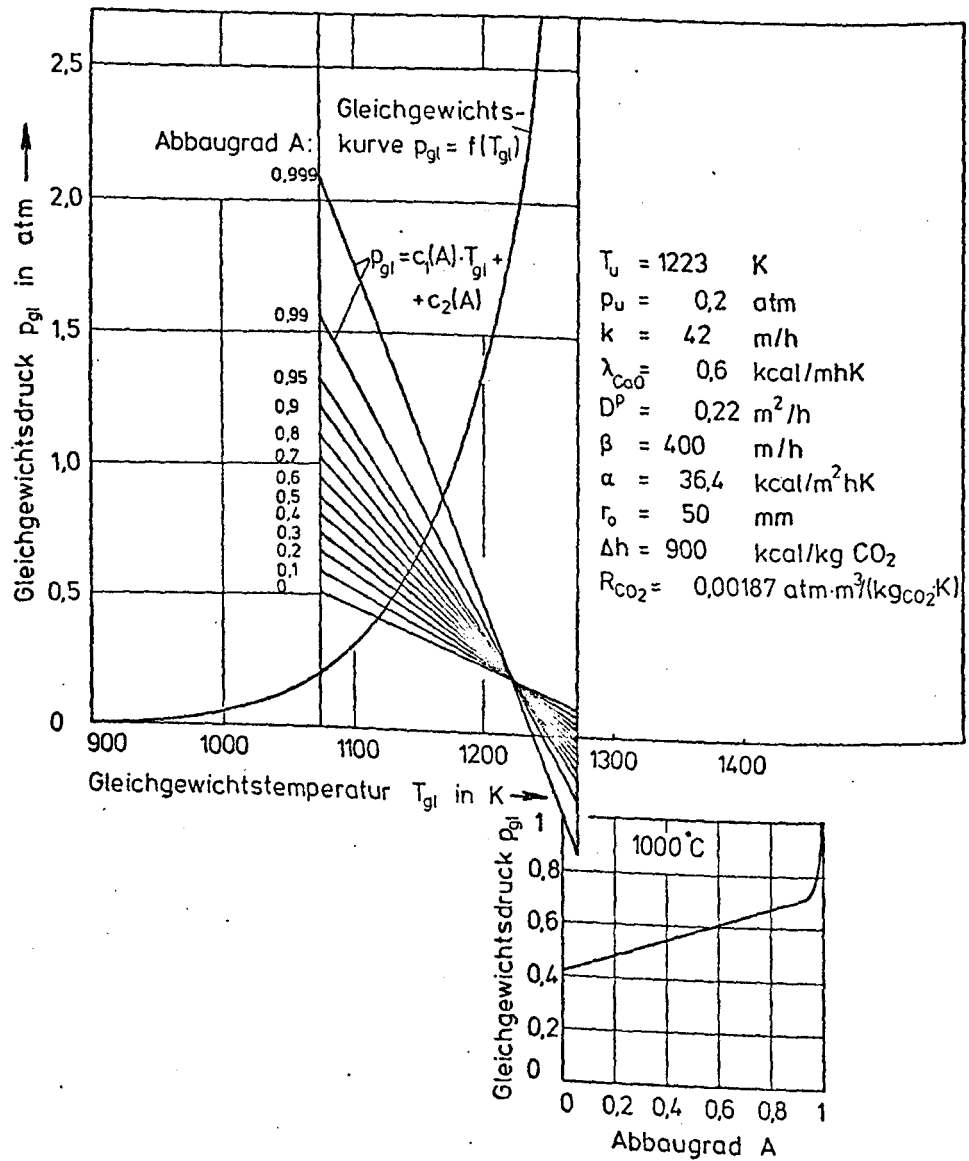
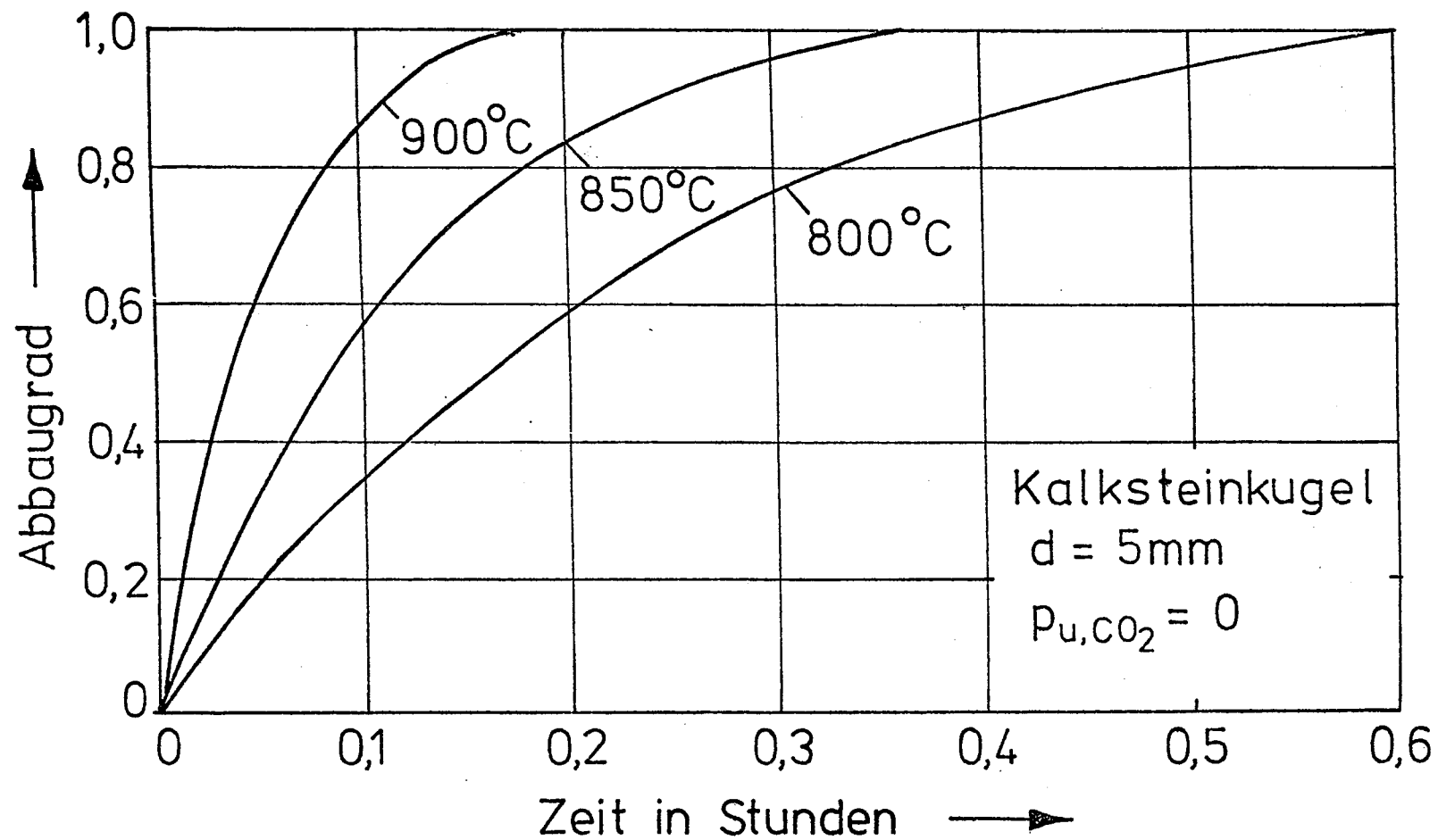


Bild 4 : Graphische Methode zur Ermittlung des Gleichgewichtspartialdrucks bei Entsäuerung einer Kalksteinkugel





**Bild 5 :** Zeitlicher Verlauf des Abbaugrades einer Kalksteinkugel für verschiedene Umgebungstemperaturen

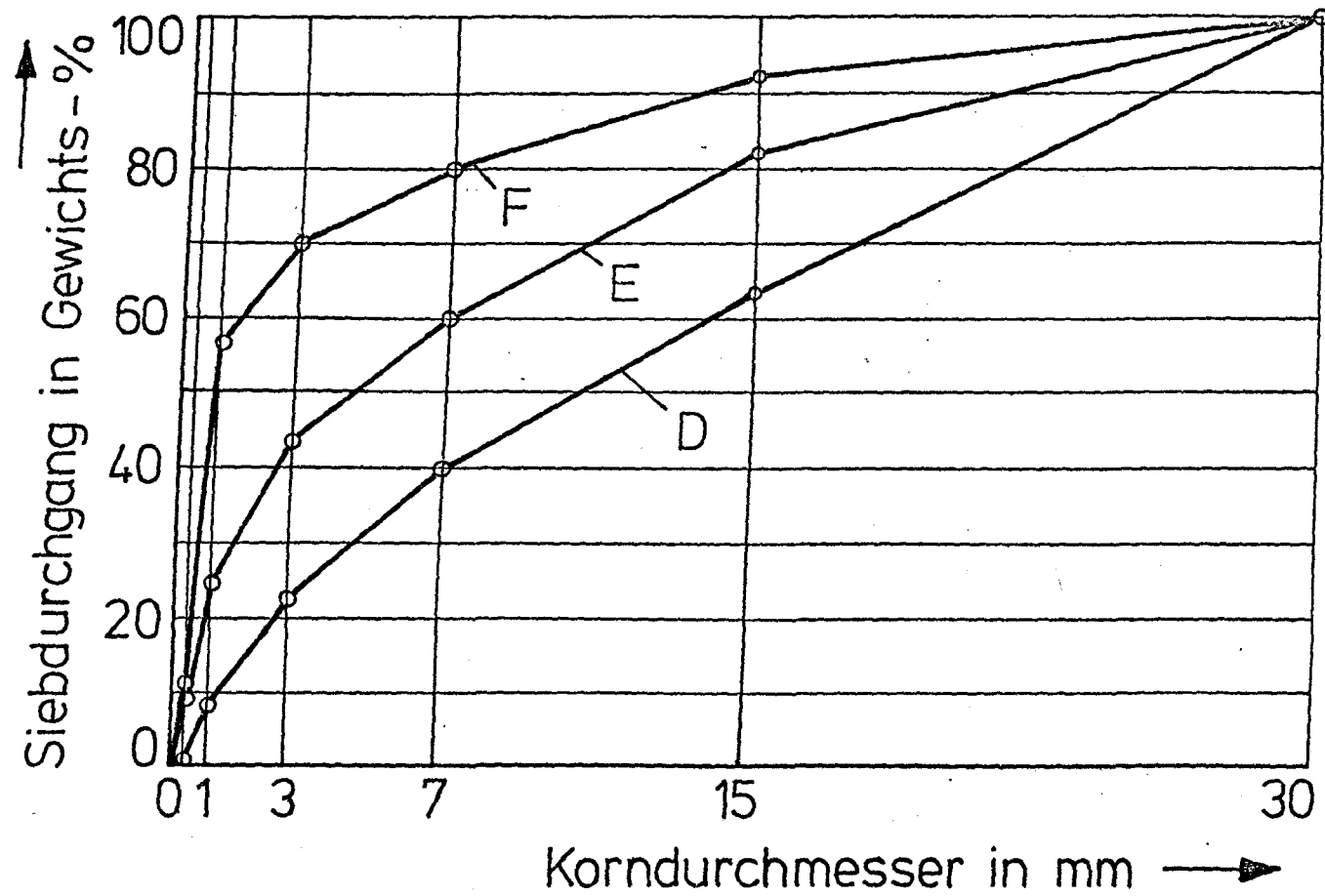
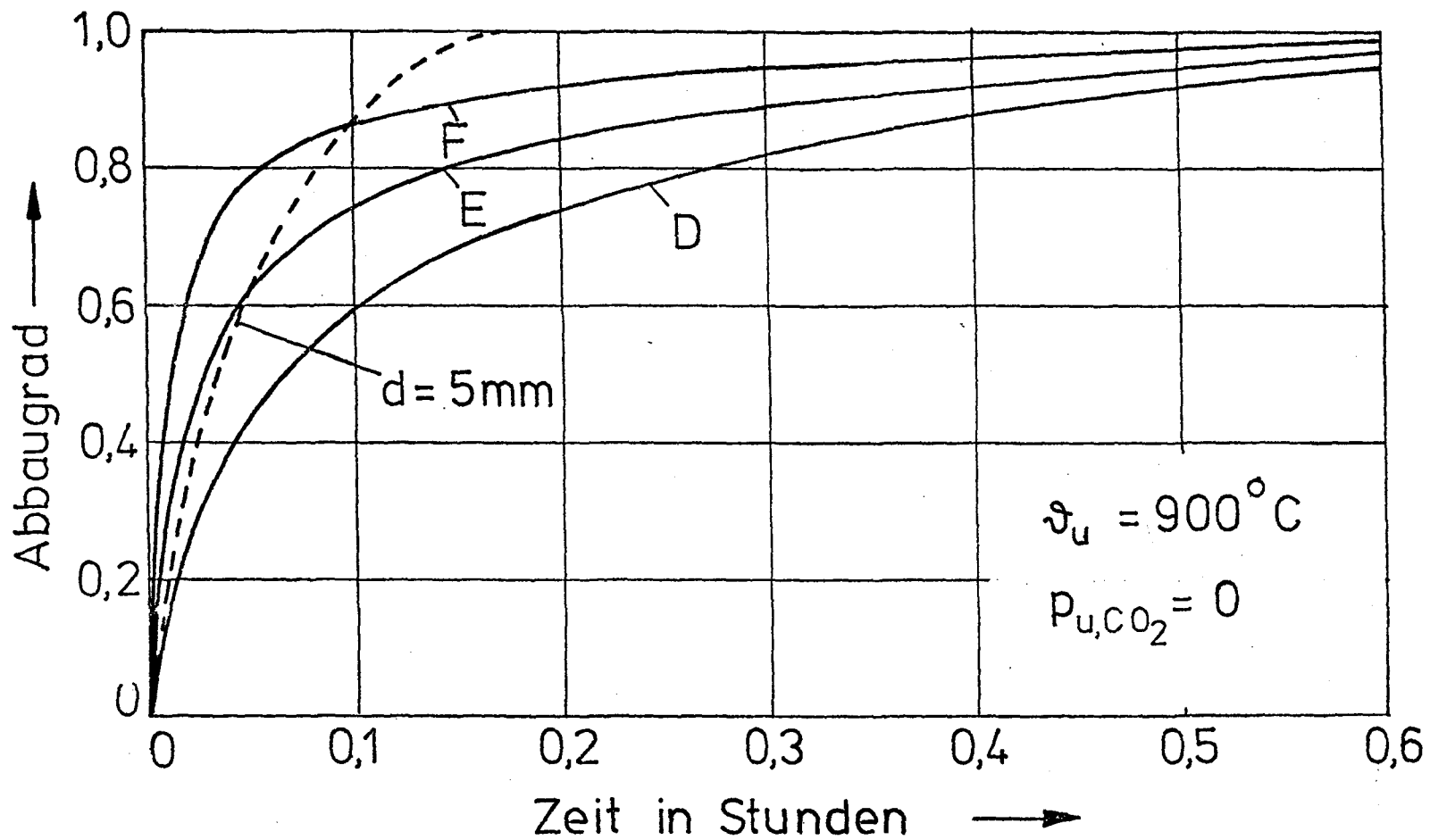
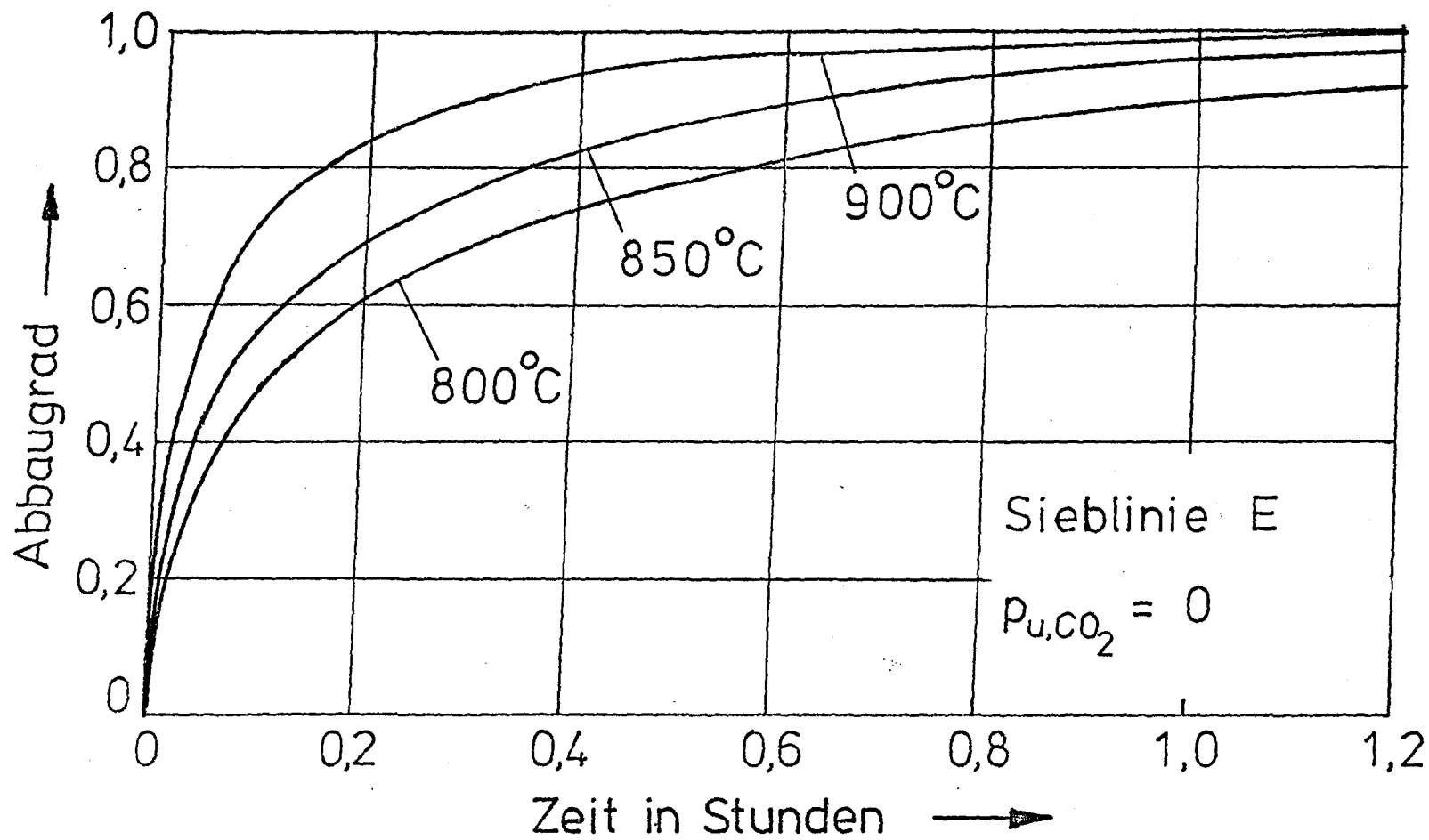


Bild 6 : Sieblinien für Betonzuschlag nach DIN 1045



**Bild 7** : Einfluß der Sieblinie auf den zeitlichen Verlauf des Abbaugrades einer Kalksteinkornverteilung



**Bild 8 :** Mittlerer Abbaugrad einer Kalksteinkorngrößenverteilung für verschiedene Umgebungstemperatur

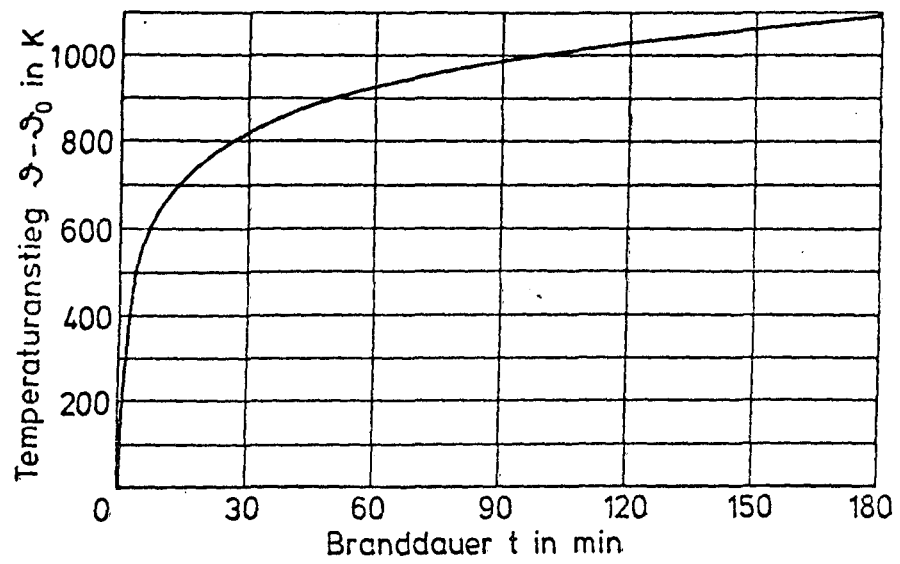
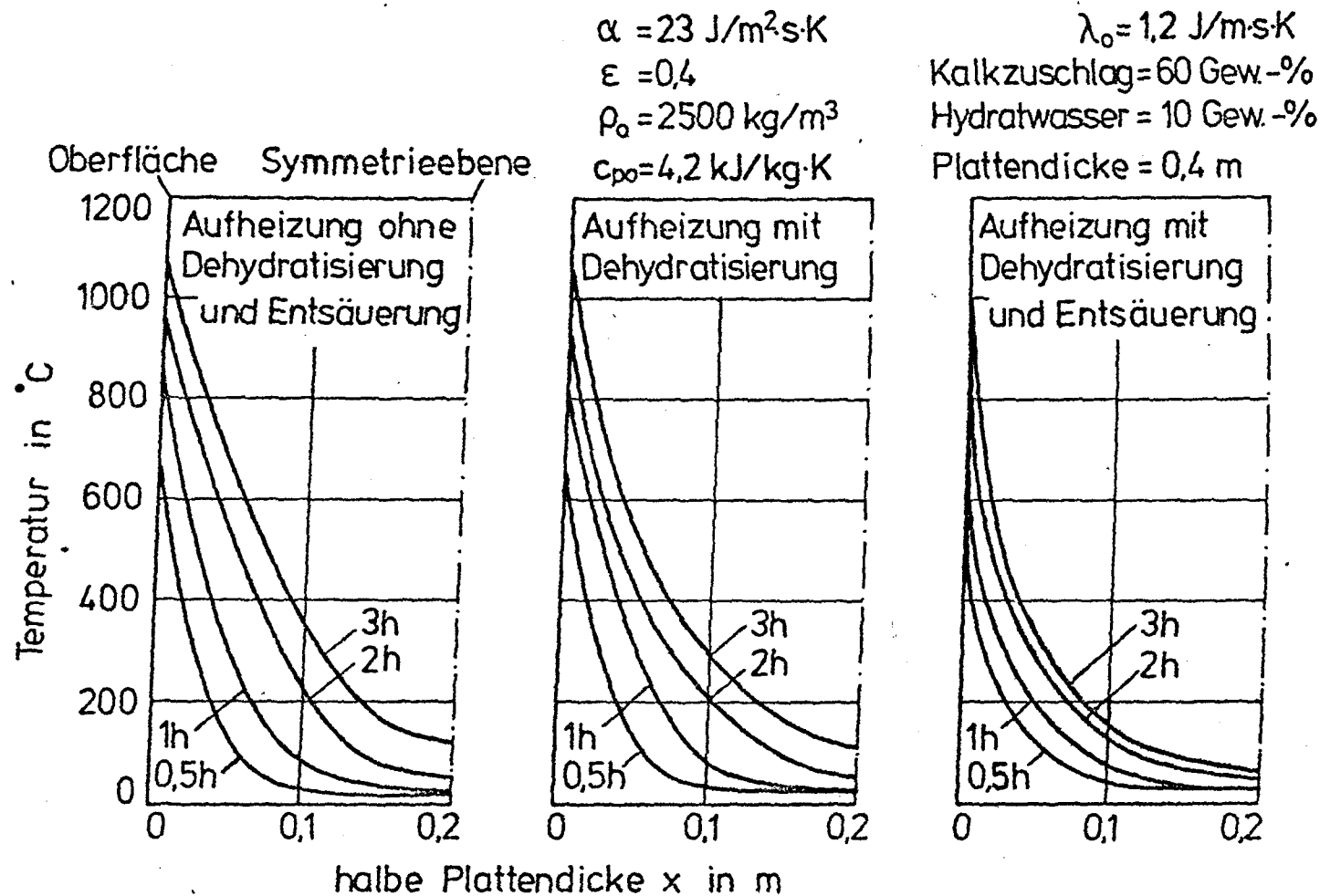


Bild 9 : Normbrandkurve nach DIN 4102



**Bild 10** : Berechnete Temperaturprofile in einer Betonplatte beim Aufheizen nach der Normbrandkurve (DIN 4102)

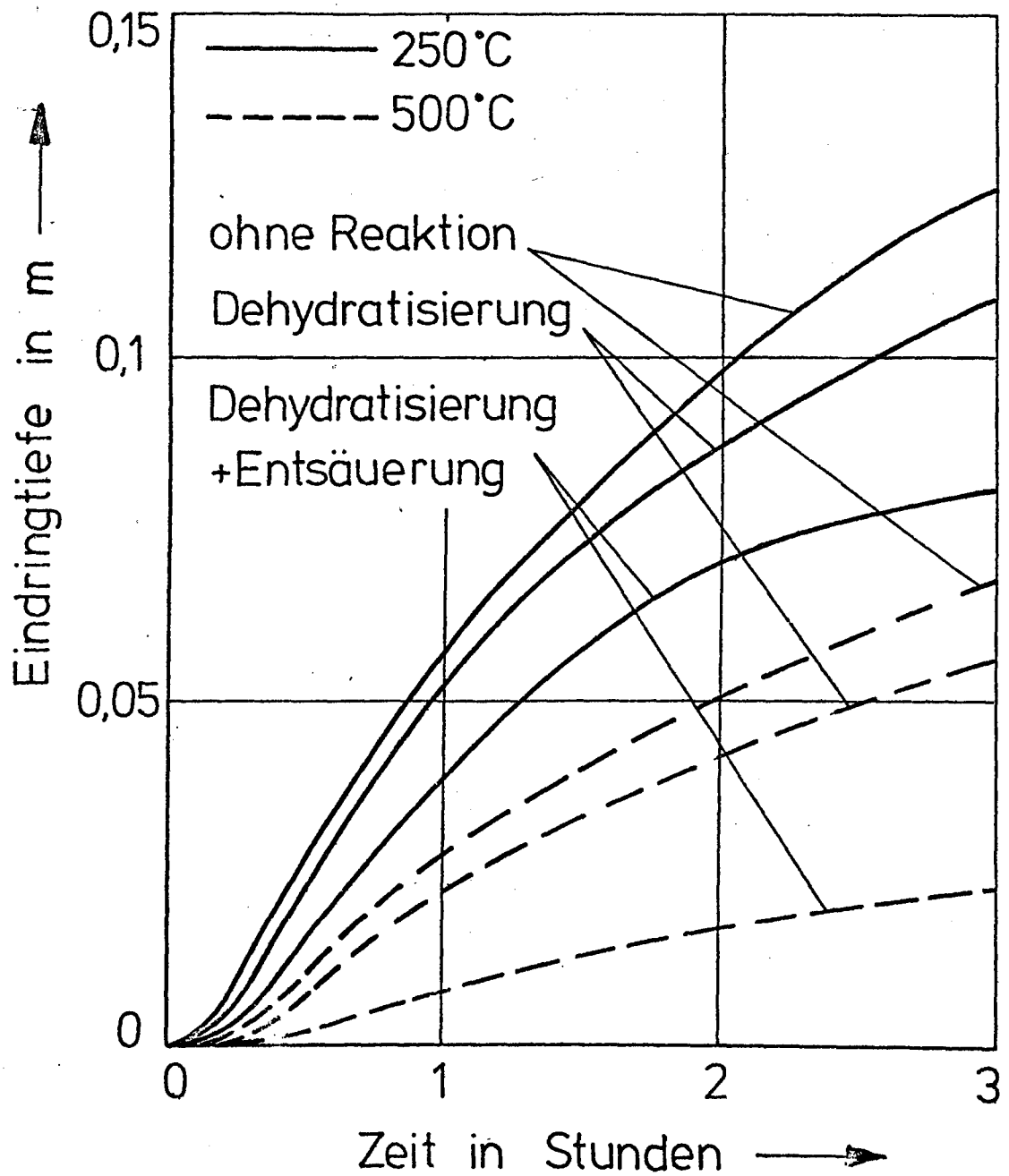
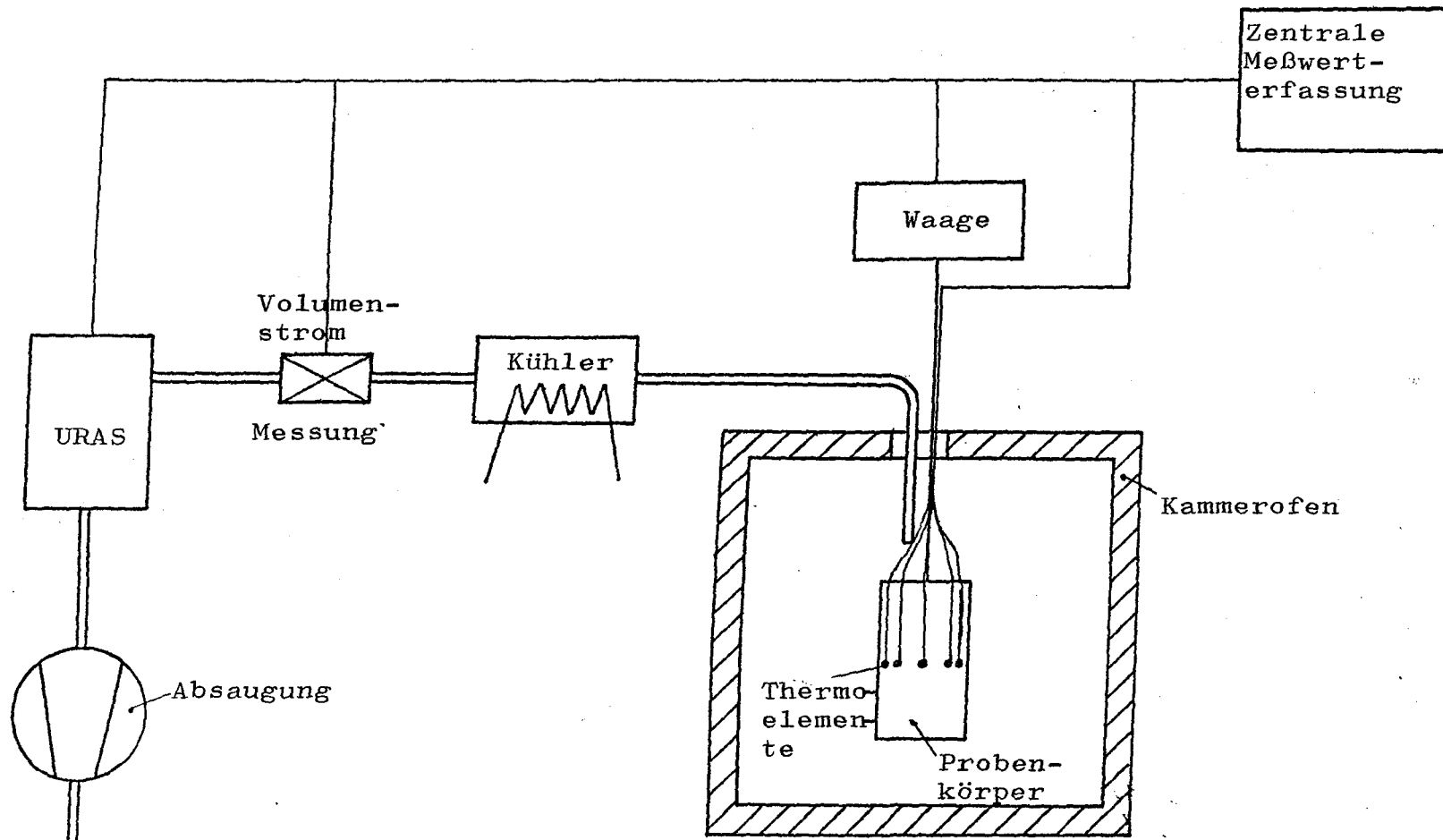
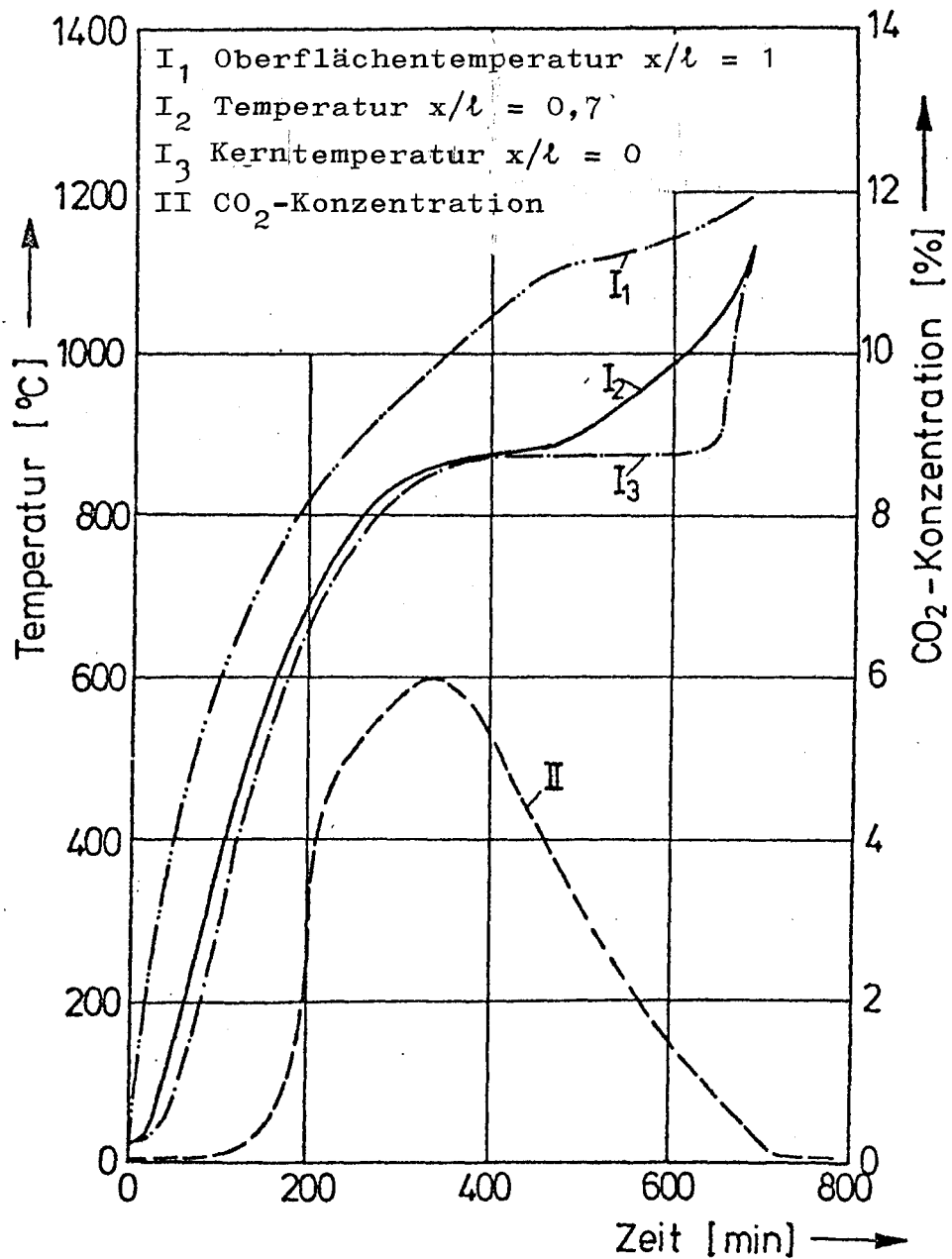


Bild 11 : Zeitliche Veränderung der 250 °C und 500 °C Isothermen beim Aufheizen einer Betonplatte von beiden Seiten nach Normbrandkurve DIN 4102



**Bild 12** : Versuchsanlage zur Messung des Aufheizverhaltens von Sand-Kalkstein-Gemischen und Beton





**Bild 13** : Verlauf der Temperatur und der Entsäuerung in  
 Abhängigkeit von der Zeit in einem Gemisch  
 (Breite: 100 mm) aus Kalksteinpartikeln  
 (Korngrößenbereich:  $2 \text{ mm} \leq d_o \leq 4 \text{ mm}$ ),  
 (Kalksteingehalt 100 %)

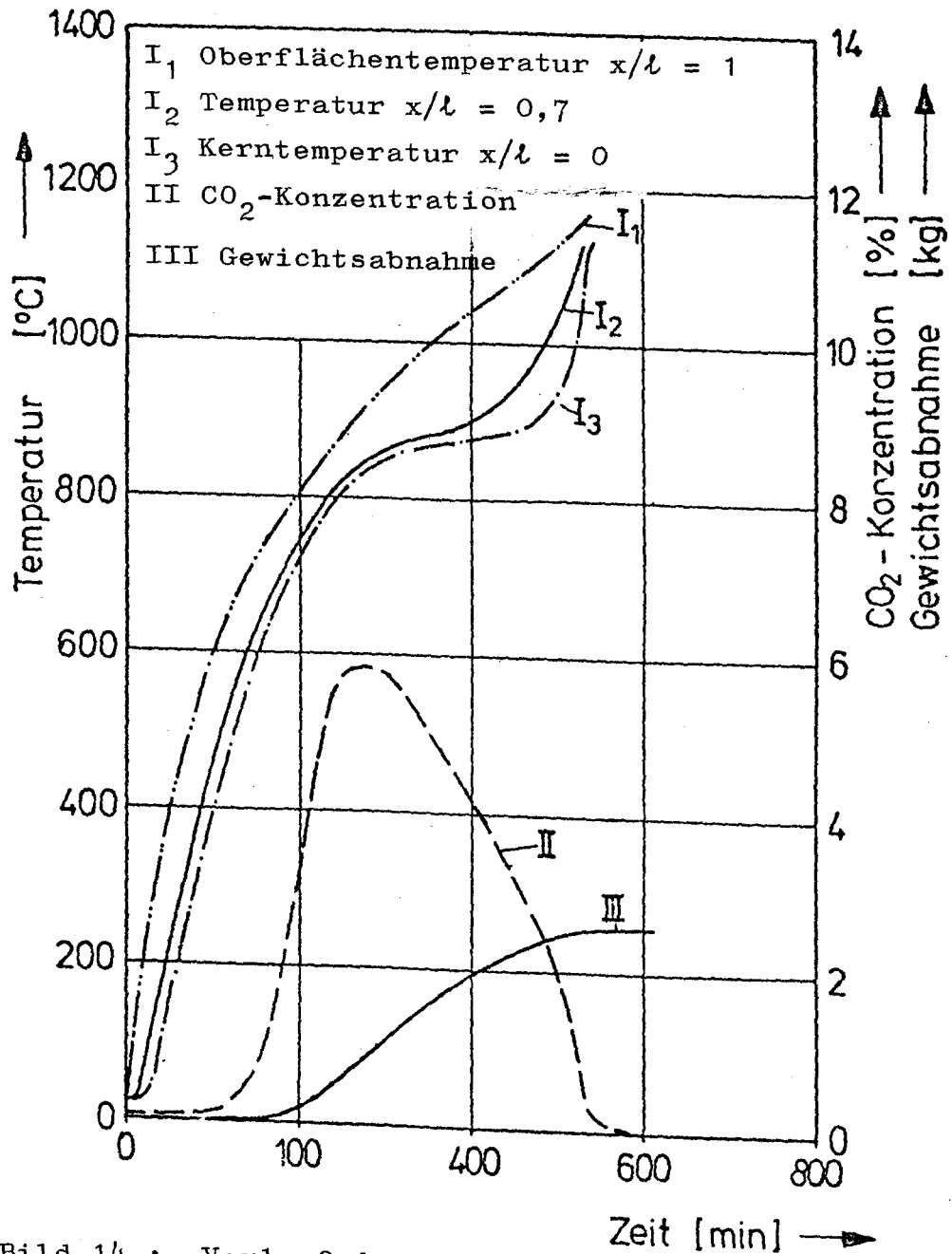
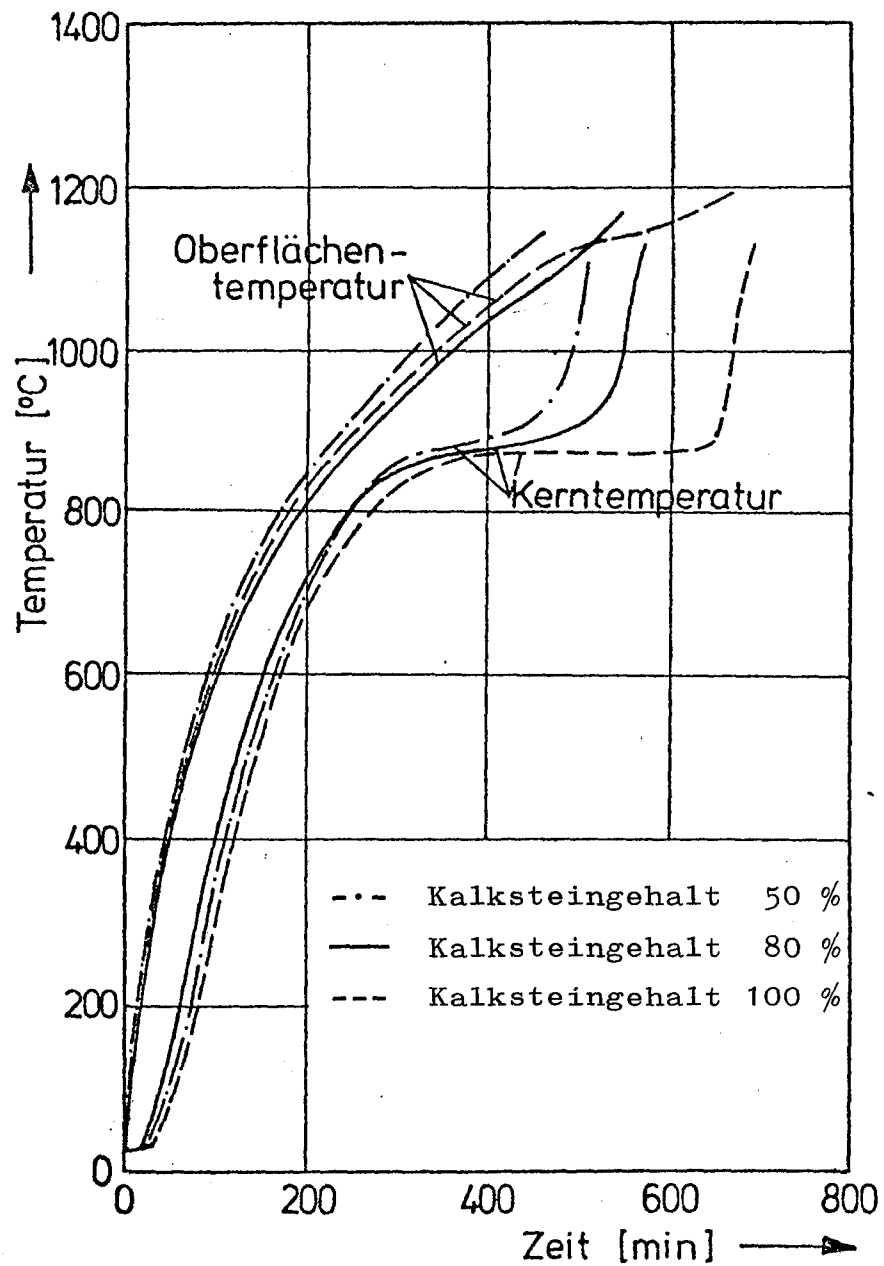
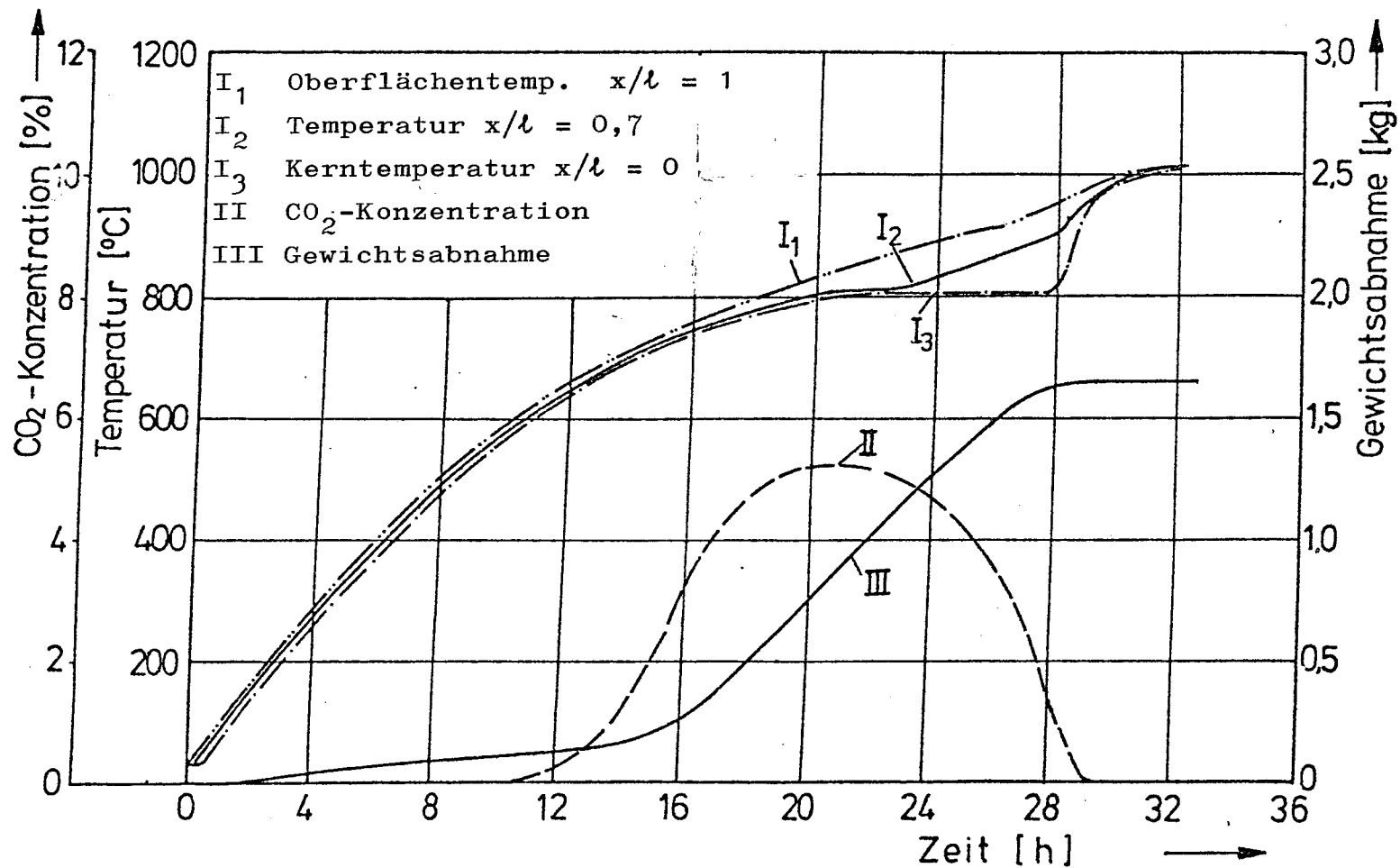


Bild 14 : Verlauf der Temperatur, Entsäuerung sowie Gewichtsabnahme eines Sand-Kalkstein-Gemisches in Abhängigkeit von der Zeit (Breite: 100 mm, Kalksteingehalt: 80 %, Korngrößenbereich:  $2 \text{ mm} < d_o < 4 \text{ mm}$ )



**Bild 15 :** Gegenüberstellung der Verläufe von Oberflächen- und Kerntemperatur in Abhängigkeit von der Zeit in Sand-Kalkstein-Gemischen mit verschiedenen Kalksteingehalten



**Bild 16** : Verlauf der Temperatur, Entsäuerung und Gewichtsabnahme einer Betonprobe (Dicke 70 mm) in Abhängigkeit von der Zeit